



**KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH**

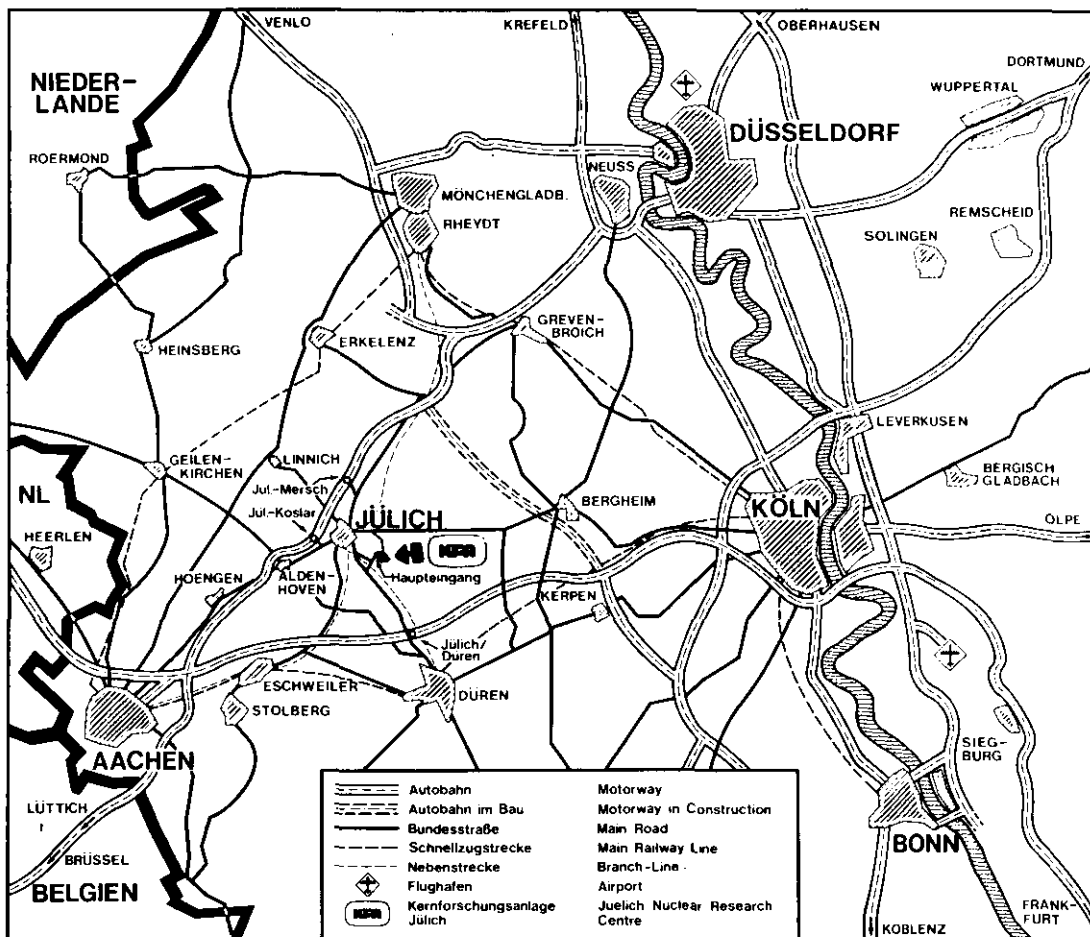
**Institut für Reaktorentwicklung**

**Konstruktive und wärmetechnische Auslegung  
einer Coreschnellentladung  
Ein Beitrag zur Nachwärmeabfuhr für  
Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen  
Brennelementen nach Ausfall jeglicher  
Zwangskühlung des Cores**

**von**

**H. Schrör**

**JUI - Spez - 53  
August 1979  
ISSN 0343-7639**



Als Manuskript gedruckt

## Spezielle Berichte der Kernforschungsanlage Jülich - Nr. 53

Institut für Reaktorentwicklung Jül - Spez - 53

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH,  
Jülich, Bundesrepublik Deutschland

**Konstruktive und wärmetechnische Auslegung  
einer Coreschnellentladung  
Ein Beitrag zur Nachwärmeabfuhr für  
Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen  
Brennelementen nach Ausfall jeglicher  
Zwangskühlung des Cores**

**von**

**H. Schrör**

**D 82 (Diss. T. H. Aachen)**

## CONSTRUCTIVE AND THERMAL DESIGN OF A CORE FAST DISCHARGE

- A CONTRIBUTION FOR THE AFTER-HEAT REMOVAL OF HIGH-TEMPERATURE REACTORS  
WITH SPHERICAL FUEL ELEMENTS AFTER LOSS  
OF ANY FORCED COOLING OF THE CORE

by

Horst Schrör

### ABSTRACT

The present study is concerned with the development and thermal design of a fast discharge system for balls for the PR 3000 MW<sub>th</sub> process heat reactor.

The term "fast discharge system for balls" denotes a very short-time discharge procedure of the entire core contents, i.e. the flowing out of the fuel elements due to gravity into a receiver tank underneath the prestressed-concrete vessel.

From a safety-engineering point of view, the fast discharge system for balls constitutes an additional possibility of active decay heat removal, besides the multiply redundant and diversitary reactor protection system, serving to further reduce the remaining residual risk.

A fast discharge system for balls, however, is to be used only in the event of all the other possibilities of active decay heat removal having failed and when the maximum permissible temperatures for particularly exposed primary circuit components have been reached.

However, the application range of such a system is restricted exclusively to high-temperature reactors with spherical fuel elements; the procedure cannot be applied to other reactor systems because of the rigidly fixed position of the fuel elements inside the core and for reasons of fuel element geometry.

Besides the purpose of application, the influence of in-core temperature development on the possible actuation of the fast discharge system is being described in particular detail.

This is followed by a description of the structural and thermal design of three specific major components, i.e. the piping system, shut-off devices and fuel element receiver tank, which will have to be installed additionally for the implementation of a fast discharge system for balls as compared to previous plant concepts.

KONSTRUKTIVE UND WÄRMETECHNISCHE AUSLEGUNG EINER CORESCHNELLENTLADUNG  
- EIN BEITRAG ZUR NACHWÄRMEABFUHR FÜR HOCHTEMPERATURREAKTOREN  
MIT KUGELFÖRMIGEN Brennelementen nach Ausfall  
JEDGLICHER ZWANGSKÜHLUNG DES CORES

von

Horst Schrör

KURZFASSUNG

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist es, ein Coreschnellentladungssystem für den Prozeßwärmereaktor PR 3000 MW<sub>th</sub> zu entwickeln und wärmetechnisch auszulegen.

Unter dem Begriff "Coreschnellentladung" ist dabei der sehr kurzfristige Entladevorgang des gesamten Coreinhaltes zu verstehen, nämlich das Ausfließen der Brennelemente durch Schwerkrafteinfluß in einen Aufnahmebehälter unterhalb des Spannbetonbehälters.

Sicherheitstechnisch ist die Coreschnellentladung eine zusätzliche, neben dem mehrfach redundant und diversitär ausgeführten Reaktorschutzsystem, aktive Nachwärmeabfuhrmöglichkeit, die dazu dient, das noch verbleibende Restrisiko weiter zu senken.

Dabei soll eine Coreschnellentladung jedoch nur dann eingesetzt werden, wenn alle anderen, aktiven Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten versagt haben und die zulässigen Temperaturobergrenzen thermisch besonders gefährdeter Primärkreiskomponenten erreicht sind.

Der Einsatzbereich eines solchen Systems ist jedoch ausschließlich auf Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen Brennelementen beschränkt; andere Reaktorsysteme lassen wegen der starr fixierten Lage der Brennelemente innerhalb des Cores sowie wegen der Brennelementgeometrie eine derartige Maßnahme nicht zu.

Neben dem Einsatzzweck und Einsatzgrenzen wird insbesondere der Einfluß der Temperaturentwicklung im Core auf den möglichen Einsatzzeitpunkt der Coreschnellentladung ausführlich dargestellt.

Daran schließen sich die konstruktive bzw. wärmetechnische Auslegung von speziell drei Großkomponenten an, deren zusätzlicher Einbau für die Durchführung einer Coreschnellentladung gegenüber bisherigen Anlagenkonzepten erforderlich wird, dem Rohrleitungssystem, den Absperrorganen und dem Brennelementaufnahmebehälter.

## INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
1. EINLEITUNG	1
2. DIE CORESCHNELLENTLADUNG - EINSATZZWECK UND EINSATZGRENZEN	2
2.1    Erklärung des Begriffes - Einsatzzweck - prinzipielle Darstellung	2
2.2    Anwendungs- und Einsatzgrenzen	3
2.2.1    Begrenzung des Einsatzes auf ein spezielles Reaktorsystem	3
2.2.2    Begrenzung des Einsatzes durch das einem Störfall zugrunde liegende Risiko	4
2.2.3    Begrenzung des Einsatzes durch einen speziell vorliegenden Störfallablauf und durch Festlegung von Auslösekriterien	7
3. EINFLUSS DER TEMPERATURENTWICKLUNG IM CORE AUF DEN EINSATZ- ZEITPUNKT DER CORESCHNELLENTLADUNG	10
3.1    Nachwärmeproduktion nach Ausfall aller Nachwärme- abfuhrsysteme	10
3.2    Einordnung der Coreschnellentladung in alternative Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten	13
3.3    Einfluß der Coreschnellentladung auf das Abschaltkonzept	21
3.4    Einflußfaktoren verschiedener Randbedingungen auf den zeitlichen Temperaturverlauf im Core	26
3.4.1    Einfluß der thermischen Nennleistung	27
3.4.2    Einfluß der mittleren Leistungsdichte	29
3.4.3    Einfluß der Höhe des Primärkreislaufdruckes	31
4. ANLAGENKONZEPT UND ROHRLEITUNGSSYSTEM	34
4.1    Konstruktive Zusatzmaßnahmen gegenüber bisherigen Anlagenkonzepten	34
4.2    Brennelementfluß im Normalbetrieb und bei Inanspruchnahme der Coreschnellentladung	37
4.3    Konstruktiver Aufbau der Rohrleitung	41
4.4    Stoffwerte für die wärmetechnische Auslegung der Rohrleitung und des Brennelementaufnahmebehälters	45
4.4.1    Kugelschüttung	46
4.4.2    Graphit	46
4.4.3    Kohlestein	47
4.4.4    Stahl	47
4.4.5    Feuerfeste Werkstoffe	48
4.4.6    Beton	51

4.5	Wärmetechnische Auslegung der Rohrleitung	52
4.5.1	Ausfließzeit des gesamten Coreinhaltes	53
4.5.2	Simulation einer Coreschnellentladung durch eine Rohrleitung	54
4.5.3	Auswahl einer geeigneten Rohrleitungsisolierung	57
5.	ABSPERRORGANE	63
5.1	Auswahl eines geeigneten Absperrorgans	63
5.1.1	Mechanisches Absperrorgan	63
5.1.2	Gasdichtes Absperrorgan	66
5.1.3	Druckentlastung des Primärkreislaufes	68
5.2	Hauptkomponenten des Absperreorgans	73
5.2.1	Stäbe	73
5.2.2	Stege	79
5.2.3	Spindel	81
5.2.4	Gehäuse	83
5.3	Auslösungs- und Antriebsmöglichkeiten für die Absperrorgane	88
5.3.1	Auslösungsmöglichkeiten	88
5.3.2	Antriebsmöglichkeiten	89
5.4	Betonkaverne und Schleuse	92
6.	BRENNELEMENTAUFNAHMEBEHÄLTER	94
6.1	Auswahl eines geeigneten Behälters	94
6.2	Direkte und indirekte Brennelementkühlung	95
6.3	Parameteruntersuchung über die Wirksamkeit der indirekten Kühlung	100
6.4	Aufbau und Auslegung der Behälterkühlung	104
6.4.1	Kühlung durch ein stehendes Wasserreservoir	104
6.4.2	Kühlung durch ein Umlaufsystem	106
6.4.3	Auslegung der Behälterkühlung	109
6.4.4	Boden-, Decken- und Wandaufbau	112
6.5	Kühlung der Brennelemente	114
7.	ZUSAMMENFASSUNG	117
8.	LITERATURVERZEICHNIS	120

## ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

AVR	Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor
BE	Brennelemente
DWR	Druckwasserreaktor
HTR	Hochtemperaturreaktor
IRB	Institut für Reaktorbauelemente
IRE	Institut für Reaktorentwicklung
KFA	Kernforschungsanlage Jülich GmbH
LWR	Leichtwasserreaktor
NWA	Nachwärmeabfuhr
PNP	Prototyp Nukleare Prozeßwärme
PR	Prozeßwärme-Reaktor
SNR	Schneller, natriumgekühlter Brutreaktor
THTR	Thorium-Hochtemperaturreaktor



## 1. EINLEITUNG

Zur Vermeidung von schweren Störfällen werden in Kernreaktoren Sicherheitssysteme verwendet, die mehrfach redundant und diversitär ausgeführt sind; dadurch soll ein gleichzeitiges Versagen aller Systeme nahezu ausgeschlossen werden.

Die Hauptaufgabe eines derartigen Reaktorschutzsystems besteht darin, den Reaktor aus jedem Betriebszustand bei Eintreten eines Störfalles automatisch abzuschalten und so die Störfallauswirkungen in vertretbaren Grenzen zu halten; dabei muß insbesondere die Nachwärmeabfuhr aus dem Reaktorkern langfristig gesichert sein, um eine unzulässig hohe Temperaturbelastung der Primärkreis Komponenten und eine erhöhte Spaltproduktfreisetzung in jedem Fall auszuschließen.

Trotzdem kann ein Versagen jeglicher, aktiver Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten aus dem Core z. B. nach einem hypothetischen Störfallablauf auch bei einem noch so aufwendigen Reaktorschutzsystem nicht vollständig ausgeschlossen werden. Daher ist man bemüht, dieses noch verbleibende Restrisiko durch zusätzliche Sicherheitsmaßnahmen weiter zu senken.

Als eine Maßnahme der Nachwärmeabfuhr nach einem derartig extremen Störfall wird in der vorliegenden Arbeit für einen Hochtemperaturreaktor mit kugelförmigen Brennelementen die Möglichkeit einer Coreschnellentladung untersucht. Es handelt sich dabei um einen Vorgang, bei der der gesamte Coreinhalt durch Schwerkrafteinfluß in einen Behälter unterhalb des Spannbetonbehälters ausfließt und dort langfristig abgekühlt wird.

Neben dem Einsatzzweck und den Einsatzgrenzen wird insbesondere der Einfluß der Temperaturentwicklung im Core auf den möglichen Einsatzpunkt der Coreschnellentladung ausführlich dargestellt.

Daran schließen sich die konstruktive bzw. wärmetechnische Auslegung der drei Großkomponenten des Systems an, dem Rohrleitungssystem, den Absperrorganen und dem Brennelementaufnahmebehälter.

Insgesamt soll anhand dieser Arbeit nachgewiesen werden, daß es möglich ist, die Nachwärme eines  $3000 \text{ MW}_{\text{th}}$  - Hochtemperaturreaktors auch nach Ausfall jeglicher Zwangskühlung des Cores mit Hilfe einer Coreschnellentladung sicher abzuführen.

## 2. DIE CORESCHNELLENTLADUNG -EINSATZZWECK UND EINSATZGRENZEN

### 2.1 Erklärung des Begriffes - Einsatzzweck - prinzipielle Darstellung

Zur Erklärung des Begriffes "Coreschnellentladung" ist zu sagen, daß darunter - im Vergleich zu einer möglicherweise denkbaren, sehr langfristigen Gesamtentleerung des Cores mit Hilfe des konventionellen Brennelemententnahmesystems - hier der sehr kurzfristige Entladevorgang des Coreinhaltes zu verstehen ist, nämlich das Ausfließen aller Brennelemente infolge Schwerkrafteinfluß vom Core in einen Aufnahmebehälter im Fundament unterhalb des Spannbetonbehälters.

Der Einsatzzweck einer Coreschnellentladung besteht neben einer noch weiteren Senkung des Restrisikos von HTR's im wesentlichen darin, eine mögliche Schädigung der Bevölkerung auch in einem hypothetischen Störfall vollständig auszuschließen sowie die des Reaktors auf ein noch vertretbares Ausmaß zu begrenzen. Das geschieht hauptsächlich dadurch, daß die Temperaturen im Reaktorcore durch eine geeignete Wahl des Einsatzzeitpunktes der Coreschnellentladung (Kap. 3.4) begrenzt werden können. Eine Freisetzung radioaktiver Spaltprodukte an die Umwelt wird weitgehend dadurch vermieden, daß die Brennelemente in ihren Aufnahmebehältern abgekühlt und langfristig unterkritisch gehalten werden, und ein bei gleichen Störfallvoraussetzungen evtl. mögliches Sublimieren der Brennelemente im Core verhindert wird. Zum besseren Verständnis der folgenden Kapitel soll der Vorgang der Coreschnellentladung anhand von Bild 1 zunächst nur prinzipiell dargestellt werden:

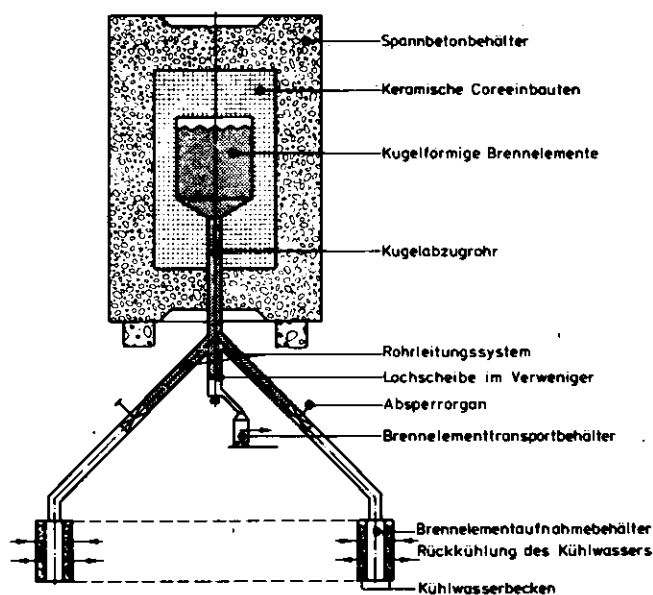


Bild 1:

Prinzipielle Gesamtdarstellung eines Hochtemperaturreaktors mit der Möglichkeit einer Coreschnellentladung

Nach Ausfall aller denkbaren Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten heizt sich das Core durch die Nachwärmeproduktion langsam und stetig auf. Beim Erreichen bestimmter Auslösekriterien geben nach vorausgegangener, langsamer Druckentlastung des Cores Absperrorgane die Querschnitte von Rohrleitungen frei, die zu Brennelementaufnahmebehältern im Fundament des Reaktors unterhalb des Cores führen. Diese Rohrleitungen zweigen vom Kugelabzugsrohr des konventionellen Brennelemententnahmesystems kurz oberhalb des Verweigers seitlich ab und sind bis zum Absperrorgan mit Kugeln aus Brennelementgraphit ohne Brennstoff- und Brutstoffanteile gefüllt; sie münden in einen Brennelementaufnahmebehälter, der -unter Berücksichtigung von Sicherheitszuschlägen- hinsichtlich des aufzunehmenden Brennelementvolumens ausreichend groß dimensioniert sein muß. Zusätzlich ist für eine kontinuierliche Wasserversorgung des Behälters im Hinblick auf eine langfristige Abkühlung der Brennelemente Sorge zu tragen sowie die langfristige Unterkritikalität der Anordnung zu sichern.

## 2.2 Anwendungs- und Einsatzgrenzen

### 2.2.1 Begrenzung des Einsatzes auf ein spezielles Reaktorsystem

Eine wesentliche Einschränkung des Einsatzes einer Coreschnellentladung besteht in der ausschließlichen Anwendbarkeit auf Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen Brennelementen.

Die Gründe dafür liegen in dem nur bei einem HTR vorliegenden, flexiblen Brennelementkonzept, das eine kurzfristige Entleerung des gesamten Cores durch Herausfließen der kugelförmigen Brennelemente infolge des Schwerkrafteinflusses überhaupt erst ermöglicht. Alle anderen Reaktorsysteme lassen wegen der starr fixierten Lage der Brennelemente innerhalb des Cores sowie auch aufgrund der Brennelementabmessungen eine derartige Maßnahme nicht zu.

Von gleicher Bedeutung für die Anwendung einer Coreschnellentladung ist neben dieser sog. "geometrischen" Voraussetzung auch das träge Störfallverhalten eines Hochtemperaturreaktors. So beträgt z. B. nach Ausfall jeglicher Zwangskühlung unter der Annahme einer kontinuierlichen Coreaufheizung der Temperaturzuwachs/Zeiteinheit weniger als  $0,1^{\circ}\text{C/sec}$ . Dadurch steht nach einem schweren Störfall beim HTR je nach Leistungsgröße, Störfallbedingungen

und vorgegebenen Grenzwerten bzgl. des noch zu akzeptierenden Schadensausmaßes ein Zeitraum von immerhin noch ca. 3 h für aktive Gegenmaßnahmen zur Nachwärmeabfuhr zur Verfügung. Dieser Zeitraum schrumpft - unter der Annahme des gleichen Störfallablaufes und der Akzeptanz eines etwa gleichen Schadensausmaßes - beim Druckwasserreaktor (DWR) auf weniger als 1 min und beim Schnellen, natriumgekühlten Brutreaktor (SNR) sogar auf unter 10 sec zusammen /1/.

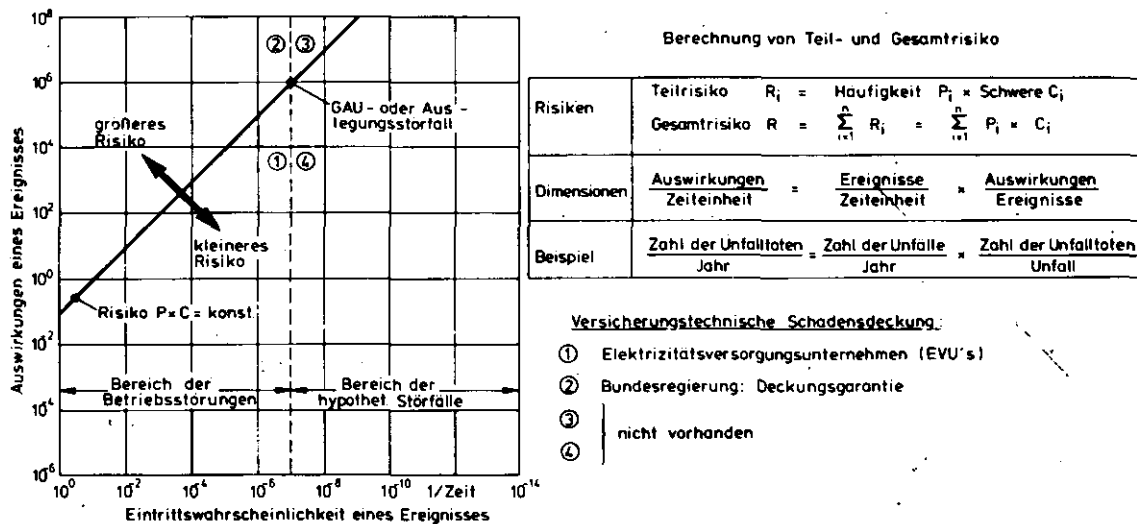
Als Unterbrechungsdauer der Fremdkühlung bezeichnet man dabei diejenige Zeit, die verstreichen kann, ehe das Core vom Betriebszustand in einen Zustand vermehrter, unkontrollierter Aktivitätsabgabe nach außen übergeht /2/. Die Größe dieser Zeitdauer ist ein Maß für die "Nichtdringlichkeit von Maßnahmen zur Begrenzung schädlicher Auswirkungen"; sie ist insbesondere für den Fall des Versagens von Schutz- und Sicherheitseinrichtungen zum Beispiel infolge Intelligenzsabotage oder kriegereischer Einwirkungen von außen von großer Bedeutung.

### 2.2.2 Begrenzung des Einsatzes durch das einem Störfall zugrunde liegende Risiko

In den letzten zehn Jahren traten auf dem Gebiet der Reaktorsicherheit in zunehmendem Maße umfangreiche Veröffentlichungen über nukleare Risiken und deren Betrachtungsweise auf. Angefangen mit der Frage, wann etwas als "sicher" bezeichnet werden kann /3, 4/, erstrecken sich die Beiträge über die "Bedeutung verschiedener Risiken" /5, 6/ und die "unterschiedliche Akzeptanz gleichhoher Auswirkungen von Störfällen im natürlichen und zivilisatorischen Bereich durch die Bevölkerung" /7, 8/ bis hin zu "Risikobetrachtungen verschieden schwerer Störfälle in kerntechnischen Anlagen" sowie speziell deren "Auswirkungen auf die Umgebung" /9, 10/.

Dabei muß generell zwischen einer deterministischen und probabilistischen Betrachtungsweise unterschieden werden. Bis vor wenigen Jahren herrschte beinahe ausschließlich die sogenannte "deterministische Betrachtungsweise" vor, d. h. man betrachtete lediglich die Auswirkungen eines schweren Störfalles und diese wiederum schwerpunktmäßig hinsichtlich ihrer Umgebungsschäden. Diese Betrachtungsweise ist z. Z. auch noch Stand des Genehmigungsverfahrens in der BRD. Seit ca. 4 Jahren aber beginnt in zunehmendem Maße neben den Auswirkungen eines schweren Störfalles ein weiterer, sehr wichtiger Beur-

teilungspunkt, nämlich seine Eintrittswahrscheinlichkeit, zu treten. Beide werden bei einer zweiten, der sog. "probabilistischen Betrachtungsweise" von Störfällen berücksichtigt. Dabei wird der Begriff des "Gesamtrisikos" einer kerntechnischen Anlage in den Mittelpunkt der Betrachtungen gerückt. Ohne auf die eigentliche Ursache eines Störfalles näher einzugehen, läßt sich bei der probabilistischen Betrachtungsweise ein Störfall zunächst durch die Häufigkeit seines Auftretens  $P_i$  und seiner Schwere  $C_i$  beschreiben; das Produkt beider ergibt das Teilrisiko  $R_i$  des jeweils betrachteten Störfalles, und durch Aufsummieren aller Teilrisiken  $R_i$  läßt sich das Gesamtrisiko  $R$  berechnen (Bild 2).



**Bild 2:** Berechnung von Teil- und Gesamtrisiken und die Einordnung von Störfällen nach dem Risikokzept /11/

Fassbender /12/ beschreibt den Vorteil dieser probabilistischen Betrachtungsweise wie folgt: "Sie schließt kleine Störfälle von vornherein aus und vermeidet so die nicht ganz exakt definierbaren Begriffe wie "hypothetischer Störfall" und "Restrisiko". Außerdem kommt sie im Idealfall ohne die Ausnahmen, Einschränkungen und Vernachlässigungen aus, die bei einer deterministischen Analyse unvermeidbar sind".

Speziell die probabilistische Betrachtungsweise war die Grundlage der "Rasmussen-Studie" gewesen, die im August 1974 unter der Bezeichnung WASH-1400 D von der United States Atomic Energy Commission (USAEC) veröffentlicht wurde /11/. Sie beschäftigt sich speziell mit den Auswirkungen nuklearer Störfälle an Leichtwasserreaktoren in den USA. Ein Hauptergebnis dieser Untersuchung ist, daß das durch die friedliche Nutzung von 100 LWR's erzeugte Gesamtrisiko um mehrere Zehnerpotenzen kleiner ist als andere na-

türliche und zivilisatorische Risiken, die jedermann im Alltag akzeptiert, jedoch mit Ausnahme der Wahrscheinlichkeit, von einem herabstürzenden Meteor getötet zu werden. Während die Rasmussen-Studie für Leichtwasserreaktoren die schwersten Störfälle und deren Risiken ausführlich diskutiert, beschreibt die "AIPA-Studie" (Accident initiation and progression analysis - status report) analog dazu die Risiken eines Hochtemperaturreaktors mit blockförmigen Brennelementen am Beispiel des HTR-1160 MW<sub>e1</sub> /13/. Die drei Störfälle mit dem größten Risiko sind "mittleres und großes Zwischenüberhitzerleck" sowie der "Ausfall der externen Stromversorgung" (Risiko  $R \approx 10^{-7} \frac{\text{rem}}{\text{Jahr}}$ ), danach folgen "langsamer Druckverlust" und "Sicherheitserdbeben" ( $R \approx 10^{-8} \frac{\text{rem}}{\text{Jahr}}$ ), und ein "schneller Druckentlastungsvorgang" ( $R \approx 10^{-10} \frac{\text{rem}}{\text{Jahr}}$ ) (Bild 3).

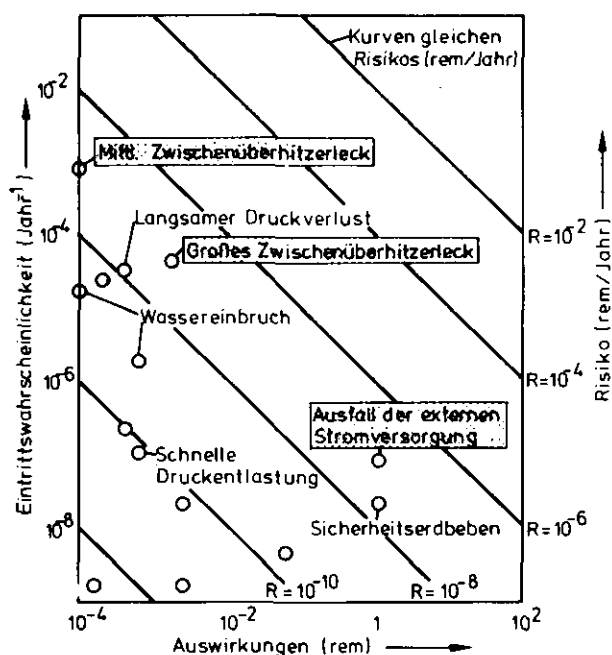


Bild 3: Eintrittswahrscheinlichkeiten und Auswirkungen von Störfällen am HTR 1160 MW<sub>e1</sub>, die eine in 2,5 km Entfernung lebende Person in 30 Tagen erfährt /13/

Hinsichtlich einer Übertragbarkeit der Ergebnisse beider Studien auf den dieser Arbeit zugrunde liegenden HTR mit kugelförmigen Brennelementen muß folgendes festgestellt werden:

In der "Rasmussen-Studie" werden ausschließlich LWR's und deren Komponenten betrachtet, so daß die damit berechneten Ergebnisse schon wegen der technisch-physikalischen Unterschiede gegenüber dem HTR oft nur bedingt auf ihn übertragbar sind. Ebenso schränkt auch die speziell in den USA günstige Möglichkeit der Standortwahl in extrem dünnbesiedelten Gebieten einen direkten Vergleich der möglichen Umweltschäden infolge einer Spaltproduktfreisetzung auf bundesdeutsche Verhältnisse weitgehend ein.

Die "AIPA-Studie" kommt der dieser Arbeit zugrunde liegenden Thematik insofern wesentlich näher, weil dort das Störfallverhalten eines technisch-physikalisch weitgehend ähnlichen Reaktortyps wie dem des PR 3000 MW<sub>th</sub> untersucht wird. Als Ergebnis der AIPA-Studie kann jedoch festgestellt werden, daß das Risiko für HTR's um mehrere Größenordnungen kleiner ist als das von LWR's /14/. Da die AIPA-Studie sich aber lediglich mit einer begrenzten Zahl markanter Störfallabläufe bzw. -sequenzen als Folge von wenigen störfallauslösenden Ereignissen (insges. 17) befaßt, liefert sie dementsprechend auch noch keine vollständige Abschätzung des Gesamtrisikos.

Insbesondere wegen der nur bedingten Übertragbarkeit von Ergebnissen bisheriger Risikobetrachtungen erscheint es aber zur Zeit noch nicht sinnvoll zu sein, mit dem für einen schweren Störfall an einem HTR berechneten Risiko den Auslösezeitpunkt für eine möglicherweise erforderliche Coreschnellentladung festzulegen. Außerdem setzt eine derartige Vorgehensweise praktisch eine vollständige Erfassung aller nur denkbaren Störfallablaufkombinationen an einer bestehenden Anlage voraus. Um die oben genannten Einschränkungen zu beseitigen, wird zur Zeit an einer probabilistischen Analyse zur Ermittlung des Risikos einer HTR-Anlage mit Kugelhaufencore und großer Leistung (3000 MW<sub>th</sub>) mit Hilfe von verbesserten Modellen und bezogen auf westdeutsche Verhältnisse gearbeitet.

### 2.2.3 Begrenzung des Einsatzes durch einen speziell vorliegenden Störfallablauf und durch Festlegung von Auslösekriterien

Der tatsächliche Einsatzzeitpunkt einer Coreschnellentladung wird hauptsächlich durch die aufgrund des Störfalles entstehenden Auswirkungen und Folgen auf den Reaktor und/oder die Umgebung beeinflußt. Dabei sind die sicherheitstechnischen Anforderungen an das Coreschnellentladungssystem quasi entgegengerichtet:

"Zum einen soll das System auf keinen Fall ausgelöst werden, wenn kein aktueller Notfall vorliegt; andererseits muß es jedoch genau dann mit an Sicherheit grenzender Wahrscheinlichkeit in Funktion treten, wenn sein Einsatz unvermeidbar erscheint."

Eine Begrenzung des Einsatzes durch den Störfallablauf besteht allein darin, daß eine Coreschnellentladung generell nur bei hypothetischen Störfällen eingesetzt werden sollte und dabei auch nur als allerletzte, aktive

Möglichkeit zur Vermeidung eines worst-case mit irreparablen Folgeschäden für den Reaktor und die Umgebung. Zuvor muß versucht werden, den Störfall hinsichtlich seiner Art, seiner Randbedingungen und seines zeitlichen Ablaufes realistisch abzuschätzen. Auf der Grundlage dieser Kenntnisse ist es dann möglich, den Einsatzzeitpunkt für eine evtl. erforderliche Coreschnellentladung z. B. bei dem hier betrachteten Ausfall aller Nachwärmeabfuhrsysteme an einem HTR anhand des zeitlichen Temperaturanstiegs an verschiedenen Stellen des Cores hinreichend genau durch Rechenprogramme und gleichzeitige Kontrollmessungen zu prognostizieren.

Aus diesem Grund ist es erforderlich, Auslösekriterien für einen spätestmöglichen Einsatz der Coreschnellentladung festzulegen. Solche Auslösekriterien können z. B. eine maximale Freisetzungsrates bestimmter Spaltprodukte im Primärkreis sein oder auch maximale Temperaturobergrenzen bestimmter, bei dem jeweils vorliegenden Störfall am ehesten gefährdeter Primärkreis-komponenten. Die beim Ausfall aller Nachwärmeabfuhrsysteme durch Temperaturversagen hauptsächlich bedrohten Komponenten sind die Absorberstäbe, die metallische Coredeckenaufhängung und die Brennelemente hinsichtlich ihrer verstärkt zunehmenden Spaltproduktfreisetzung ab ca. 1500 °C. Dabei wird speziell bei dem hier betrachteten Störfall vorausgesetzt, daß nach der Reaktorschnellabschaltung ein Turbinenschnellschluß stattfindet, bei dem gleichzeitig auch die Head-Ends der Dampferzeuger vom Primärkreis entkoppelt werden und das Core praktisch sich selbst überlassen wird. Aus diesem Grund wird innerhalb dieser Arbeit auch auf eine Berücksichtigung der Dampferzeuger als ebenfalls thermisch stark gefährdete Primärkreis-komponenten bewußt verzichtet, zumal eine spätere Wiederinbetriebnahme der Nachwärmeabfuhrsysteme und ein "Kaltfahren" des Reaktors in den nachfolgenden Betrachtungen ausgeschlossen wird.

Aufgrund der obengenannten Auslösekriterien wird der aktuelle Einsatzzeitpunkt der Coreschnellentladung daher durch den Zeitraum  $\Delta t$  bestimmt, der bis zum Erreichen einer bestimmten, maximal zulässigen Belastungsgrenze der bei dem vorliegenden Störfall jeweils im Corebereich am meisten gefährdeten Primärkreislaufkomponente verstreichen darf; dieser Zeitraum aber hängt wiederum von der zeitlichen und räumlichen Temperatúrausbreitung im Primärkreis selbst ab, die -je nach dem vorliegenden Störfall- sehr unterschiedlich sein kann. Die Festlegung derartiger Temperaturobergrenzen für gefährdete Primärkreis-komponenten hat von dafür verantwortlichen Stellen jeweils vor Betriebsaufnahme eines Reaktors zu erfolgen. Eine sinnvolle Basis wäre z. B. der noch



maximal akzeptierbare Schaden im Hinblick auf das Versagen einer kritischen Komponente und die als Folge daraus entstehenden, maximal möglichen Auswirkungen auf den Reaktor und/oder die Umgebung.

Wie stark bei dem gleichen Störfall bereits der Wechsel einer Randbedingung den zeitlichen Temperaturanstieg beeinflußt, ist bei einem Vergleich der verschiedenen Ergebnisse aus Kap. 3.4 erkennbar. Unter Berücksichtigung der thermischen Belastungsgrenzen bilden dabei jeweils immer andere Komponenten den Engpaß für den letztmöglichen Einsatzzeitpunkt einer Coreschnellentladung. In allen Fällen ist dabei das Erreichen einer bestimmten Temperaturobergrenze das zeitbegrenzende Auslösekriterium, das je nach Art des Störfalles und seinen Randbedingungen von den gefährdeten Komponenten unterschiedlich schnell erreicht wird. Eine unzulässig hohe Überlastung auch nur einzelner Komponenten ist wegen der Gefahr längerer Stillstandszeiten für dann evtl. notwendig gewordene Reparaturen oder bei z.B. wirtschaftlich nicht mehr tragbaren Reparaturen und einer als Folge davon möglichen Stillegung der gesamten Anlage unbedingt zu vermeiden /81/.

### 3. EINFLUSS DER TEMPERATURENTWICKLUNG IM CORE AUF DEN EINSATZZEITPUNKT DER CORESCHNELLENTLADUNG

#### 3.1 Nachwärmeproduktion nach Ausfall aller Nachwärmeabfuhrsysteme

Der vollständige Ausfall der normalen Stromversorgung eines Kernkraftwerkes wird als "Schwarzfall" bezeichnet; er kann folgende Ursachen haben:

- Zusammenbruch des Energieverbundsystems infolge mehrerer, gleichzeitiger Kraftwerksausfälle innerhalb kürzester Zeit
- gleichzeitiger Ausfall beider Fremdnetzanschlüsse in einem Kernkraftwerk
- Einwirkungen von außen (z.B. Sabotage, Kriegseinwirkungen)
- Ausfall der Eigenversorgung des Kernkraftwerkes.

Auf einen derartigen Stromausfall werden durch das Reaktorschutzsystem zunächst die automatische Reaktorschnellabschaltung und der Turbinenschnellschluß ausgelöst; daraufhin erfolgt das Auslaufen aller elektrischen Aggregate. Die Nachwärmeabfuhr aus dem Core geschieht dann über redundante Notstromdieselanlagen, die so dimensioniert sind, daß alle für die Nachwärmeabfuhr benötigten Systeme ausreichend versorgt werden. Setzt man nun außerdem noch voraus, daß auch die Notstromdieselanlagen alle vollständig versagen, so ist man bei dem eigentlich nur noch gedanklich konstruierbaren, hypothetischen Störfall angelangt, der den Ausgangspunkt der weiteren Betrachtungen dieser Arbeit bildet: der langfristige Ausfall jeglicher Nachwärmeabfuhrsysteme.

Unabhängig von den Ursachen eines derartigen Störfalles und seiner Eintrittswahrscheinlichkeit besteht das Hauptproblem nach der Reaktorschnellabschaltung in einer langfristigen Sicherung der Nachwärmeabfuhr. Die Nachwärme entsteht durch den ständigen  $\beta$ - und  $\gamma$ -Zerfall der Spaltprodukte und ist die Ursache des Temperaturanstiegs im Core auch nach der Abschaltung des Reaktors. Die Wärmemenge, die pro Zeiteinheit entsteht, wird als Nachwärmeleistung bezeichnet; sie ist umso größer, je näher die tatsächliche Leistung des Reaktors vor der Schnellabschaltung an seiner Nennleistung liegt und je länger der Reaktor vor der Schnellabschaltung in ununterbrochenem Betrieb gewesen ist. Dabei ist die Verweildauer der Brennelemente im Core ein

Maß für den in ihnen enthaltenen Anteil an Spaltprodukten. Aufgrund ihrer längeren Verweildauer im Core und damit auch höheren Bestrahlungszeit erzeugen die Brennelemente in der Nähe des Corebodens auch einen erheblich größeren Anteil an der Gesamtnachwärme als die im oberen Bereich der Kugelschüttung. Infolge der Nachwärmeproduktion heizt sich das Core eines HTR bei unterlassener Zwangskühlung langsam aber stetig auf. Der zeitliche Temperaturanstieg an verschiedenen Stellen des Cores hängt dabei von unterschiedlichen Randbedingungen ab, auf die in Kap. 3.4 näher eingegangen wird.

Die zeitliche Änderung der Nachwärmeproduktion wird mit Hilfe von Nachwärmefunktionen beschrieben, deren Verlauf in einem doppelt logarithmischen System durch eine Gerade mit negativer Steigung angenähert werden kann. Ein Vergleich der bisher wichtigsten, empirisch ermittelten Nachwärmefunktionen ist in /15/ zu finden. Die Berechnung der abzuführenden Nachwärmeleistung erfolgt hier mit Hilfe der allgemeinen Beziehung

$$P_N(t) = P_0 \cdot A \cdot \left[ t^{-a} - (t_0+t)^{-a} \right]$$

Darin bedeuten:

- $P_N(t)$  = Nachwärmeleistung
- $P_0$  = Nennleistung des Reaktors
- $t$  = Abschaltzeit
- $t_0$  = Betriebszeit des Reaktors vor der Abschaltung
- $A, a$  = Koeffizienten.

Die Höhe der abzuführenden Nachwärmeleistung  $P_N(t)$  ist direkt proportional zur Nennleistung des Reaktors  $P_0$  und nimmt mit zunehmender Abschaltzeit  $t$  in ihrem absoluten Betrag ab. Überschlägig beträgt sie 1 sec nach der Reaktorschnellabschaltung ca.  $7\% \cdot P_0$ , 10 min danach ca.  $2,0\% \cdot P_0$  und 1 h danach weniger als  $1\% \cdot P_0$ .

Die für die wärmetechnische Auslegung des Brennelementenaufnahmebehälters verwendete Nachwärmefunktion ist in ihrem zeitlichen Verlauf in Bild 4 dargestellt. Es handelt sich dabei um die Nachwärmefunktion von Way-Wigner mit den Koeffizienten  $a = 0,2$  und  $A = 6,22 \cdot 10^{-2}$ ; die ununterbrochene Betriebs-

dauer des Reaktors vor der Abschaltung wird mit  $t_0 = 2a = 6,3 \cdot 10^7$  sec angenommen.

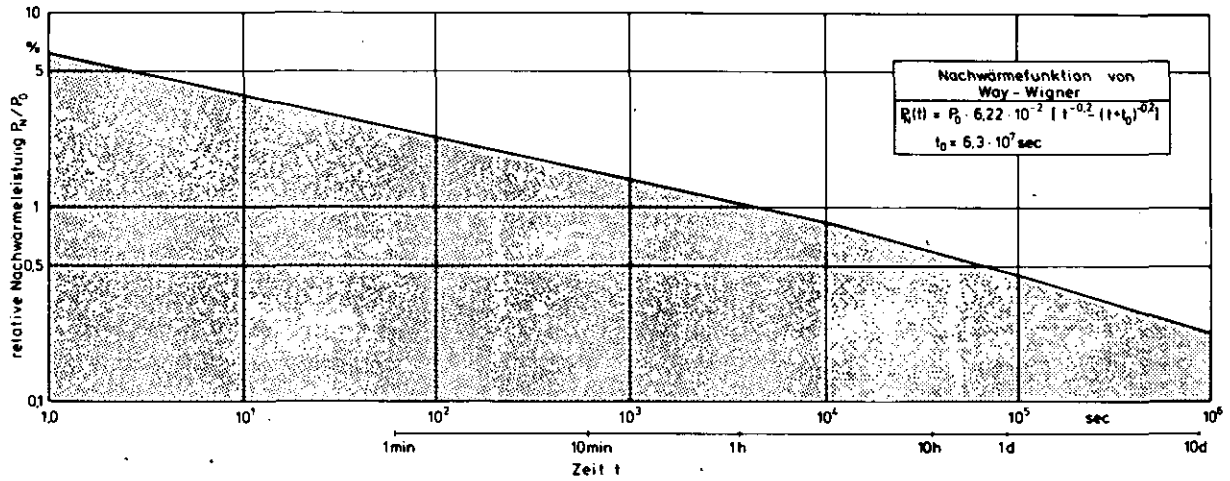
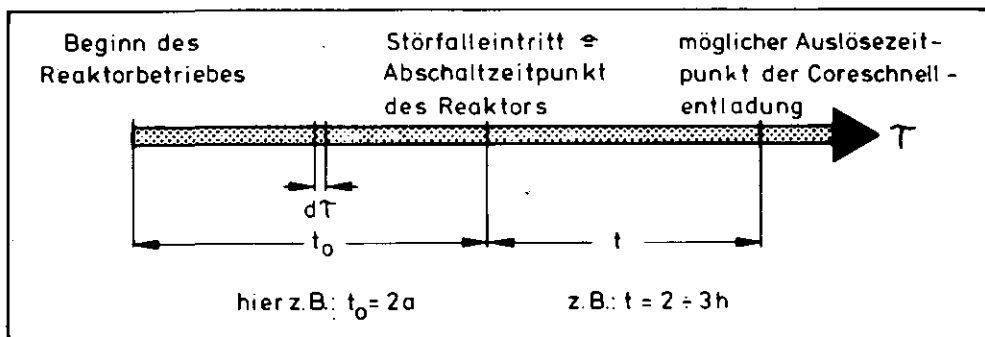


Bild 4: Zeitlicher Verlauf der Nachwärmefunktion von Way-Wigner

Für die Berechnung der bis zur Störfalldauer  $t$  insgesamt erzeugten Nachwärmemenge  $Q$  muß über die Nachwärmefunktion  $P_N(\tau)$  integriert werden.

$$Q = \int_0^t P_N(\tau) d\tau$$



Einen Überblick über die nach einem derartigen Störfall insgesamt abzuführende Nachwärmemenge gibt Bild 5.

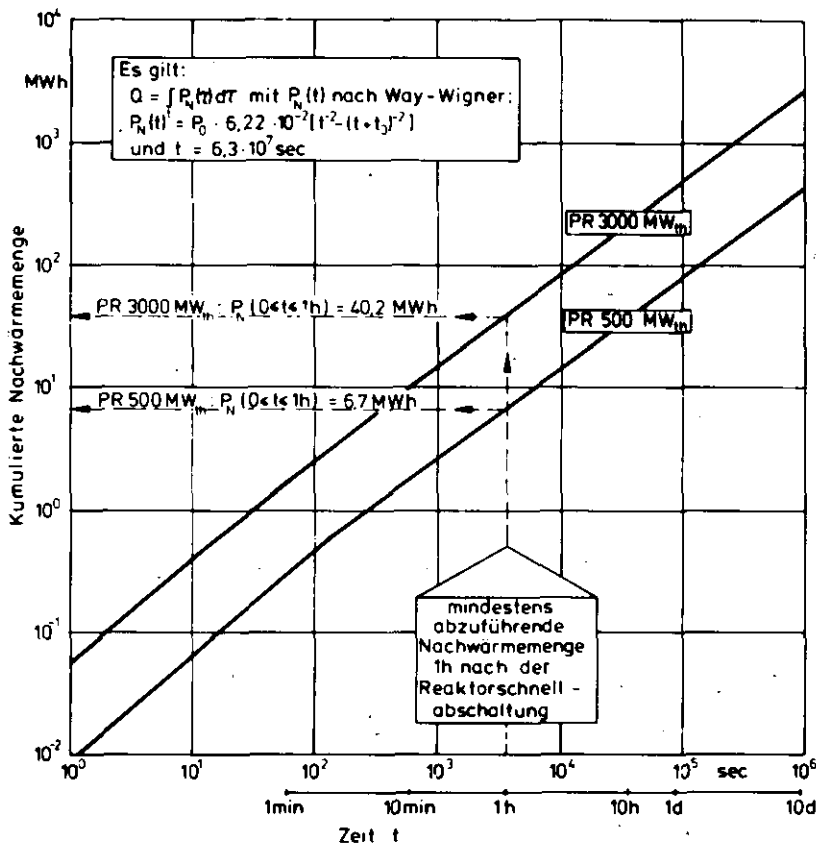


Bild 5:

Bis zur Zeit t im Reaktor erzeugte, kumulierte Nachwärmemengen der Prozeßwärmereaktoren PR 500 MW<sub>th</sub> und PR 3000 MW<sub>th</sub>

### 3.2 Einordnung der Coreschnellentladung in alternative Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten

Unabhängig vom Reaktorsystem kann heute die langfristig gesicherte Nachwärmeabfuhr aus dem Core nach Ausfall aller konventionellen Zwangskühlsysteme als eines der wichtigsten Sicherheitsprobleme bezeichnet werden.

Abhängig von dem verwendeten Brennelementkonzept und der mittleren Leistungsdichte des Cores steigen die Temperaturen im Core nach Ausfall der Nachwärmeabfuhr unterschiedlich schnell an. Da bei HTR's mit einer Leistungsdichte von ca. 5 bis 6 MW/m<sup>3</sup> der Temperaturzuwachs pro Zeit unter der Voraussetzung einer adiabaten Coreaufheizung weniger als 0,1 °C/sec beträgt, bleibt nach Ausfall der Zwangskühlung ausreichend Zeit, um wirksame, aktive Gegenmaßnahmen zur Vermeidung einer unzulässig hohen Coreaufheizung zu treffen.

Eine Übersicht denkbarer Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten an HTR's nach Ausfall der konventionellen Zwangskühlung ist in Bild 6 zusammengestellt. Die Einteilung der Einzelmaßnahmen in drei Klassen erfolgt dabei schwerpunktmäßig unter dem Gesichtspunkt der Dringlichkeit der einzuleitenden Maßnahmen.

	Lfd. Nr.	Klassen aktiver Gegenmaßnahmen	spezielle Einzelmaßnahmen
<div style="display: flex; align-items: center;"> <div style="writing-mode: vertical-rl; transform: rotate(180deg); font-size: small; margin-right: 5px;">zunehmende Dringlichkeit des Einsatzes</div> <div style="text-align: center;"> <div style="width: 10px; height: 10px; background-color: black; margin: 0 auto;"></div> <div style="width: 10px; height: 10px; background-color: black; margin: 0 auto;"></div> </div> </div>	1	Wiederinbetriebnahme konventioneller Zwangskühlsysteme	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Produktionsloops (Auslegung: <math>6 \times 100 \% \cdot P_N</math>; <math>P_N</math> = Nachwärmeleistung)</li> <li>- separate Nachwärmeabfuhrsysteme (Auslegung: <math>4 \times 100 \% \cdot P_N</math> mit <math>P_N = 0,02 \cdot P_0</math>; <math>P_0</math> = Reaktorleistung bei Vollastbetrieb)</li> </ul>
	2	Einsatz neuer Nachwärmeabfuhrkonzepte	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Aktivierung der Linerkühlung</li> <li>- Kühlung des thermischen Seitenschildes mit Helium oder Wasser</li> <li>- Ausnutzung der Naturkonvektion</li> <li>- Kühlung der Coredecke mit Helium oder Wasser</li> <li>- Langzeitentladung des Kugelhaufencores über schnell rotierende Verweniger des konventionellen Brennelemententnahmesystems</li> </ul>
	3	Inanspruchnahme äußerster Notfallmaßnahmen	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Wassereinspeisung direkt ins Core</li> <li>- Schnellentladung des Kugelhaufencores in Brennelementaufnahmebehälter unterhalb des Spannbetonbehälters</li> </ul>

**Bild 6:** Aktive Gegenmaßnahmen zur Nachwärmeabfuhr an HTR's nach vorausgegangenem Ausfall der Zwangskühlung

Nach einem derartigen Störfall und nach erfolgter Reaktorschnellabschaltung wird man zunächst versuchen, die konventionelle Zwangskühlung noch vor Erreichen bestimmter, unzulässig hoher Coretemperaturen wieder funktionsfähig zu machen. Bei den Prozeßwärmereaktoren PR 500 MW<sub>th</sub> und PR 3000 MW<sub>th</sub> ist dabei nach Inbetriebnahme von nur einem der 3 bzw. 6 Produktionsloops bereits die langfristige Nachwärmeabfuhr gesichert.

In einer neueren Untersuchung /16/ hat man unter Beachtung der Sicherheitskriterien des Bundesministers des Innern /17/ das Nachwärmeabfuhrsystem des PR 500 MW<sub>th</sub> auf der Basis von /2/ mit bisher 3 Dampferzeugern und einer gleichgroßen Anzahl sekundärseitiger Kühlkreisläufe nun auf insgesamt 4 nachgeschaltete Kühlloops auf der Sekundärseite erweitert. Aufgrund eines vorausgegangenen Vergleichs von insgesamt 5 alternativen Nachwärmeabfuhrkonzepten für den PR 500 MW<sub>th</sub> ist die obengenannte Auslegung gemäß des Kriteriums 4.3 /17/ erfolgt. Dieses besagt, daß das Nachwärmeabfuhr- und Notkühlsystem auch im Verlauf von Prüfungen und Reparaturen sowie bei gleichzeitigem Auftreten eines Einzelfehlers im System noch redundant vorhanden sein und seine sicherheitstechnische Aufgabe voll erfüllen muß. Zur Erfüllung dieser Forderung dient der vierte zusätzliche Nachwärmeabfuhrstrang. Er besitzt dieselben Komponenten und Eigenschaften wie die übrigen drei Stränge und wird diesen bei Bedarf so aufgeschaltet, daß er jeden der drei anderen Stränge ersetzen kann. Dieser Ersatz bezieht sich auf alle dem Sekundärkreis zugeordneten Komponenten. Eine schematisierte Darstellung der Schaltung zeigt Bild 7.

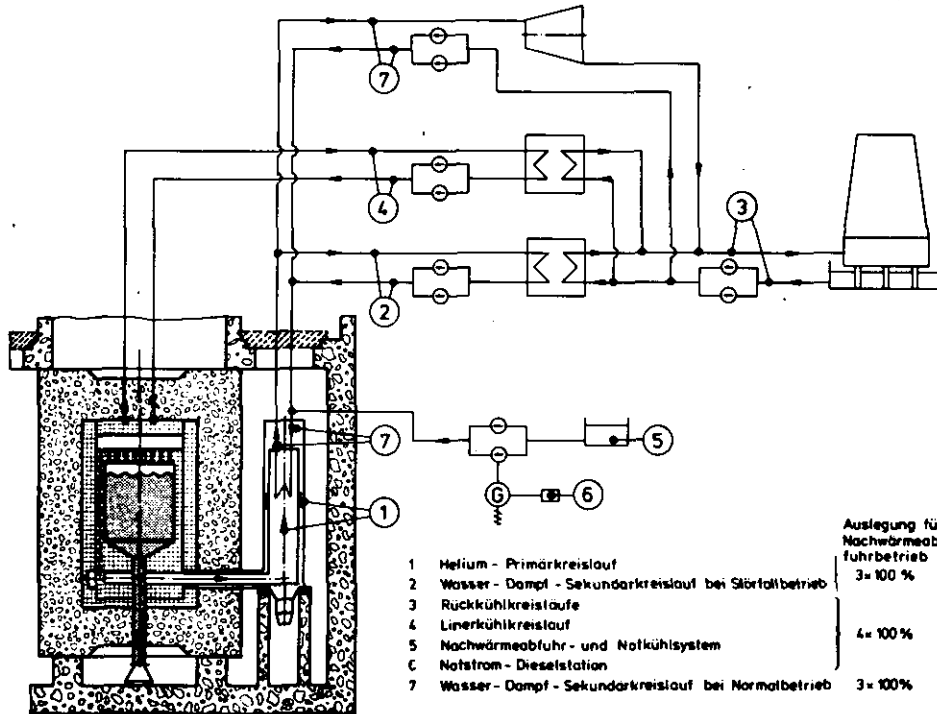


Bild 7:  
Nachwärmeabfuhrsystem  
des PR 500  
MW<sub>th</sub>

Durch diesen vierten Nachwärmeabfuhrstrang wird bei Wartung und Reparatur des Sekundärkreislaufes eine Abschaltung des gesamten Reaktors nicht mehr erforderlich. Ist z. B. ein Strang der drei direkt nachgeschalteten Nachwärmeabfuhrsysteme in Reparatur, so wird er durch den vierten Reservestrang ersetzt; fällt nun durch einen auslösenden Störfall (z. B. Bruch einer Koaxialleitung zwischen Primärkreis und Dampferzeuger) noch ein weiterer Strang aus und versagt zusätzlich der dritte Strang bei Anforderung (Einzelfehlerkriterium), so reicht aufgrund der Auslegung der Anlage der verbleibende vierte Strang zur sicheren Nachwärmeabfuhr aus /16/.

Bei der zur Zeit in der Planung befindlichen Prozeßwärmanlage auf der Basis des PR 3000 MW<sub>th</sub> ist im Hinblick auf die Nachwärmeabfuhr ein möglicher Ausfall der Zwangskühlung noch stärker berücksichtigt worden als bisher. Bei der in /18/ beschriebenen Anlage sind neben den 6 Produktionsloops (Auslegung: 6 x 100 % der abzuführenden Nachwärme) zusätzlich 4 separate Nachwärmeabfuhr-Hilfskühlkreisläufe vorgesehen, von denen bereits 2 zur sicheren Nachwärmeabfuhr im Auslegungsstörfall (hier: Druckentlastung des Primärsystems) ausreichen (Bild 8).

Die Auslegung des gesamten Hilfskühlsystems erfolgt dabei so, daß ein Kreislauf bei Anforderung in Reparatur sein kann und ein zweiter durch ein Einfehler-Kriterium ausfallen kann, so daß durch die verbleibenden, beiden letzten Hilfskühlkreisläufe ca. 5 min nach Ausfall der konventionellen Zwangs-

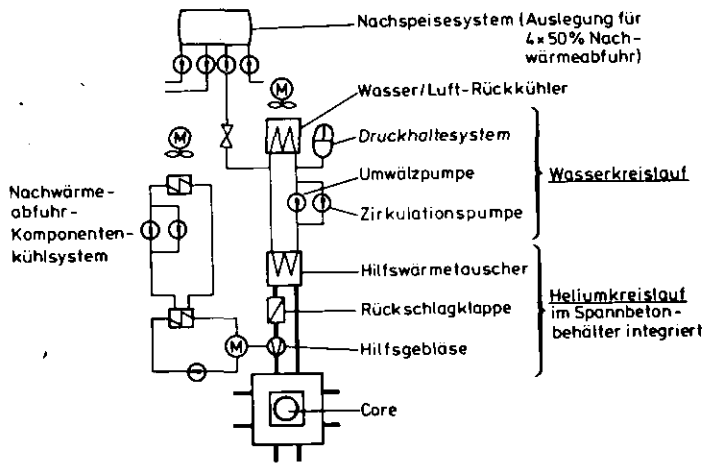


Bild 8:

Schematische Darstellung  
eines Nachwärmeabfuhr-  
Hilfskühlkreislauftes /19/

kühlssysteme die Nachwärmeabfuhr langfristig gesichert werden kann. Die dabei vorgesehene maschinen- und regelungstechnische Strangtrennung, eine redundant und diversitär angeordnete Energieversorgung sowie die Auslegung der Betriebskomponenten für Störfallbedingungen erfordern jedoch einen hohen, zusätzlichen finanziellen Aufwand.

Derartige Fälle von verzögerter Inbetriebnahme der Zwangskühlung sind für den PR 500 MW<sub>th</sub> in /20/ und für den PR 3000 MW<sub>th</sub> in /21/ dargestellt. Beim PR 3000 MW<sub>th</sub> wird in dem betrachteten Fall vorausgesetzt, daß auch nach einem schweren Störfall der Primärkreisdruck von 40 bar noch voll erhalten bleibt. Als Hauptergebnisse von /21/ sind zu nennen, daß selbst bei so großen Leistungseinheiten wie die des PR 3000 MW<sub>th</sub> ein relativer Massendurchsatz von nur 2 % des im Normalbetrieb verwendeten ausreicht, um bei Inbetriebnahme des Nachwärmeabfuhrsystems mit einstündiger Verzögerung weder Brennelemente noch die Reaktorstrukturen zu schädigen. Eine derartige Verzögerung setzt aber beim PR 3000 MW<sub>th</sub> den sehr unwahrscheinlichen Ausfall aller 6 Produktionsloops sowie auch gleichzeitig noch den aller 4 separaten Nachwärmeabfuhr-Hilfskühlkreisläufe voraus.

In Bild 9 sind die zeitlichen Verläufe der Kühlgas- und Brennelementtemperaturen nach verzögerter Inbetriebnahme der Zwangskühlung für einen PR 500 MW<sub>th</sub> zu sehen. Bei den Rechnungen wird jedoch angenommen, daß gleichzeitig mit dem Störfall eine vollständige Druckentlastung des Primärkreises auf  $p = 1$  bar stattgefunden hat.

In /20/ wird nachgewiesen, daß noch bei einer um drei Stunden verzögert einsetzenden Nachwärmeabfuhr die Belastungsgrenzen der coated particles und die des Primärkreises nicht überschritten werden, ja durch weitere konstruktive Maßnahmen können sogar Verzögerungszeiten bis zu ca. 5 h realisiert werden.



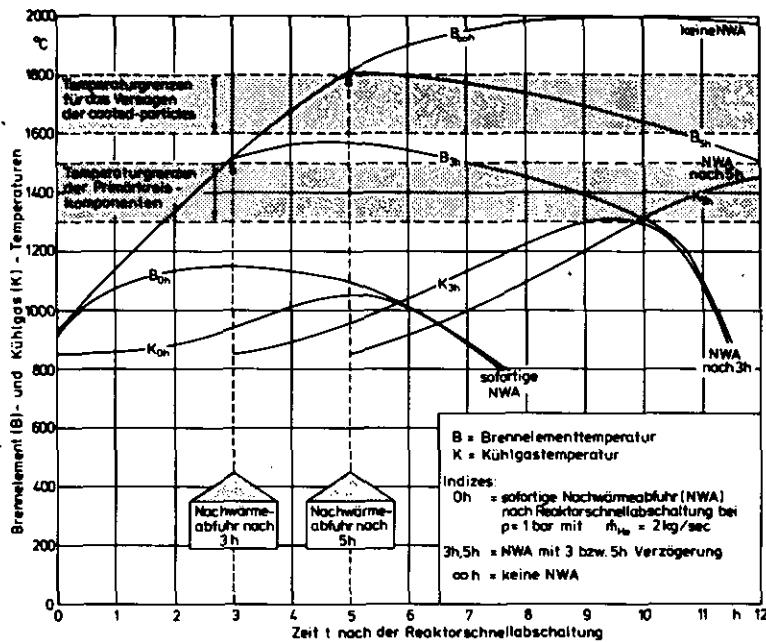


Bild 9:

Brennelement- und Kühlgastemperaturen infolge teilweiser und verzögerter Nachwärmeabfuhr nach einem vorausgegangenen Druckentlastungsstörfall beim PR 500 MW<sub>th</sub> /20/

Schon parallel zu den Versuchen, die in Klasse 1 genannten Einzelsysteme hinsichtlich einer langfristig gesicherten Nachwärmeabfuhr nach deren Ausfall wieder betriebsbereit zu machen, sollen neue Nachwärmeabfuhrkonzepte eingesetzt werden, die in der 2. Klasse in Bild 6 zusammengestellt sind. Wenn diese dort genannten Systeme -im Vergleich zu denen der Klasse 1- auch nicht alle in der Lage sind, die entstehende Nachwärme langfristig in voller Höhe abzuführen, so läßt sich jedoch durch ihren frühzeitigen, gezielten Einsatz die Temperaturbelastung einzelner, besonders gefährdeter Komponenten gegenüber der ohne jegliche Nachwärmeabfuhrsysteme deutlich senken. Auf diese Weise scheint es möglich zu sein, den für eine Reparatur der Einzelsysteme der Klasse 1 erforderlichen Zeitraum wesentlich zu vergrößern. Damit steigt dann gleichzeitig auch die Wahrscheinlichkeit, eines der ausgefallenen Zwangskühlsysteme noch rechtzeitig funktionstüchtig machen zu können, um dadurch eine Coreschnellentladung zu vermeiden. So dient z. B. nach einem schweren Störfall die erneute Aktivierung der Linerkühlung zum Schutz des Liners und des Spannbetonbehälters vor thermischer Überbeanspruchung. Dies ist insbesondere dann wichtig, wenn die Nachwärmeabfuhrsysteme der Klasse 1 über mehrere Stunden immer nur intervallweise in Betrieb genommen werden können und dadurch eine Überschreitung unzulässig hoher Coretemperaturen auf lange Sicht nicht vermieden werden kann. Wenn auch die Linerkühlung imstande ist, den Spannbetonbehälter langfristig gegen überhöhte Temperaturen zu schützen, so hat sie allerdings wegen der isolierenden Wirkung des Kohlesteins auf den zeitlichen Verlauf der Temperaturen im Innern des Cores praktisch keinen Einfluß /15/ (Bild 10).

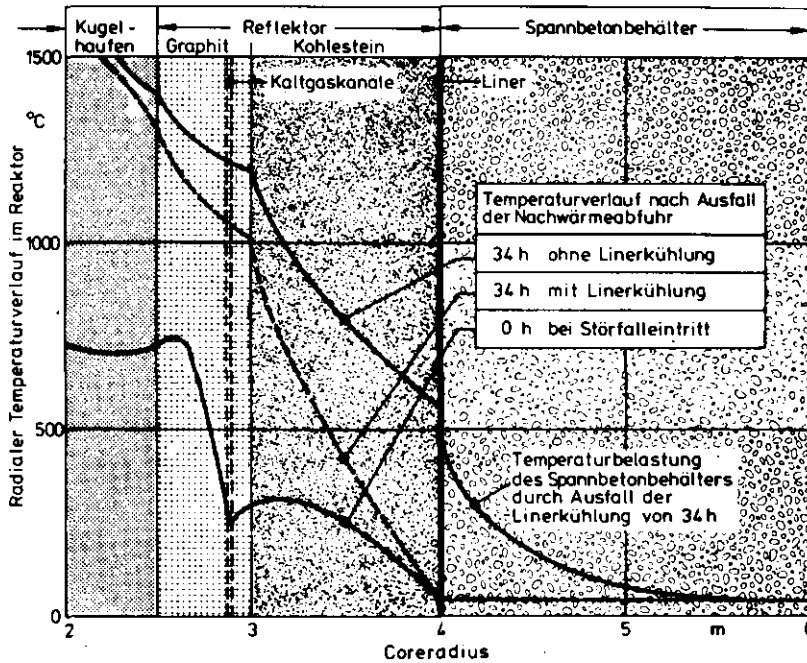


Bild 10:

Radialer Temperaturverlauf im Reaktor mit und ohne Liner kühlung /15/

Ein ähnlicher Schutzeffekt wie durch die Inbetriebnahme der Liner kühlung ließe sich auch durch eine zusätzliche Notkühlung des thermischen Seitenschildes erreichen. Dazu ist es erforderlich, parallel zu den Kaltgaskanälen des Heliums im Seitenschild zusätzlich weitere, vertikal verlaufende Kanäle vorzusehen, die während des Normalbetriebs des Reaktors nicht in Betrieb sind. In Störfällen werden sie entweder mit kaltem Helium oder evtl. mit Wasser beaufschlagt und kühlen so die umliegenden Strukturen ab.

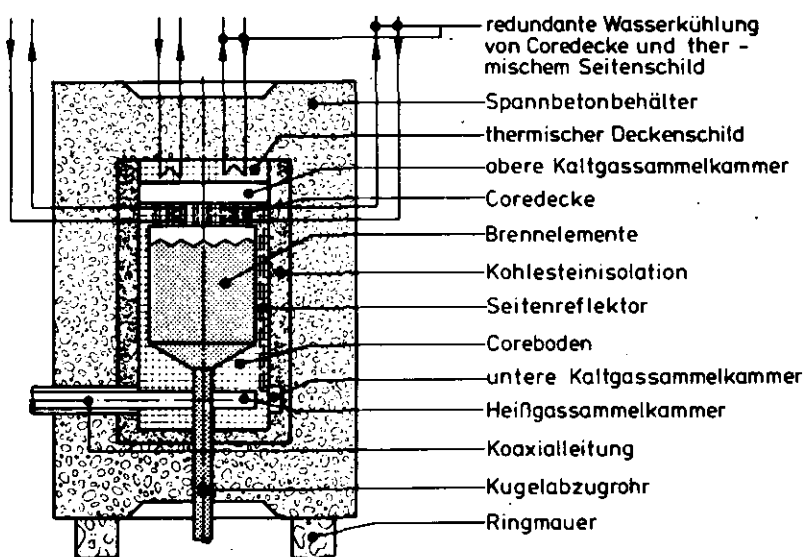
Als weitere Möglichkeit einer Nachwärmeabfuhr aus dem Core kann die Ausnutzung der Naturkonvektion innerhalb der Corekaverne angesehen werden. Voraussetzung für einen wirkungsvollen Beitrag der Naturkonvektion ist allerdings ein intakter Primärkreis mit einem Betriebsdruck von ca. 40 bar. Bei einem derartigen Corezustand bedingen die großen Temperaturunterschiede in der Corekaverne ähnlich große Dichteunterschiede des Heliums. Dadurch entstehen unterschiedlich hohe Auftriebskräfte, so daß sich einige Minuten nach der Reaktorschnellabschaltung beinahe eine vollständige Naturkonvektion innerhalb der Corekaverne ausgebildet hat.

Rechnerische Untersuchungen am PR 500 MW<sub>th</sub> haben gezeigt, daß die Maximaltemperatur im Core innerhalb des ersten Tages nach Ausfall der Zwangskühlung praktisch den Bereich von 1600 ± 1800 °C nicht überschreitet /22/; dieser bei vollem Primärkreisdruck vergleichsweise nur geringe Temperaturanstieg im Bereich der Heißstelle des Cores beruht auf dem sehr großen Wärmetransport aus dem Kugelhaufen in die kälteren Coredeckenbereiche infolge der Naturkonvektion. Dadurch heizt sich aber die Coredecke erheblich schnell-

ler auf als bei vorausgegangener Druckentlastung des Primärkreises. Wegen der metallischen Aufhängung der Coredecke am thermischen Deckenschild droht bei unzulässig hoher Temperaturbelastung durch das heiße Helium ein Versagen der metallischen Zugstäbe und Bolzen und damit auch die Gefahr eines teilweisen Herabstürzens einzelner Deckensegmente auf den Kugelhaufen. Um dies zu vermeiden, werden Überlegungen angestellt, für die Coredeckenaufhängung entweder hochwärmefeste oder evtl. keramische Aufhängungselemente zu entwickeln. Der Einfluß der Naturkonvektion auf die Temperaturen im Coredeckenbereich wird in späteren Kapiteln noch ausführlich besprochen.

Eine andere Alternative zur Kühlung der Coredecke scheint das Einblasen von kaltem Helium in die obere Kaltgassammelkammer z. B. durch das Fördergebläse der Brennelementbeschickungsanlage und das Beschickungsrohrsystem zu sein. Durch eine optimierte Auslegung lassen sich die Rohrleitungen als Druck- und Saugrohre verwenden, wozu außerhalb des Reaktors noch ein zusätzlicher Helium- Wasser- Wärmetauscher erforderlich wäre /23/.

Als weitere Kühlmöglichkeit ist im Bereich der Coredecke ein Wasserkühlsystem denkbar, das allerdings unterschiedlich zu dem eines Liners aufgebaut ist. Eine Lösung für ein derartiges Kühlsystem mit 2 getrennten Wasserkühlkreisläufen für die Coredecke und den Deckenbereich, die beide auf der Basis der Naturkonvektion des Wassers arbeiten, wird in /24/ vorgestellt (Bild 11).



**Bild 11:**

Schematische Darstellung einer Coredecken- und thermischen Seitenschildkühlung mit Hilfe eines auf Naturkonvektion ausgelegten Wasserkühlkreislaufer /24/

Als letzte der in Klasse 2 genannten Einzelmaßnahmen sei noch auf die Möglichkeit einer Langzeitentladung des Cores hingewiesen. Sie kann dann ange-

wendet werden, wenn nur ein begrenzter Teil der insgesamt erzeugten Nachwärme z. B. durch einen intervallweisen NWA-betrieb abzuführen ist und wenn -ähnlich wie bei den erstgenannten Maßnahmen dieser Klasse- langfristig ein Anstieg der Brennelementtemperaturen über eine zulässige Obergrenze - nicht verhindert werden kann. Dabei werden in einem Störfall die gesamten Brennelemente über schnell umlaufende Verweniger des konventionellen Brennelemententnahmesystems abgezogen. Die Brennelemente werden dann nicht -wie normalerweise üblich- in Brennelementauffangbehälter mit einem relativ geringen Fassungsvermögen von etwa  $1,5 \text{ m}^3$  abgefüllt und abtransportiert; in einem derartigen Notfall sollen sie durch ein speziell dafür zu entwickelndes Rohrleitungs- und Schleusensystem z. B. in einen Brennelementaufnahmebehälter mit dem gesamten Fassungsvermögen des Cores oder aber in das normalerweise für abgebrannte Brennelemente vorhandene Zwischenlager transportiert und dort abgekühlt werden. Dieser Vorgang wird je nach Auslegung der Abzugssysteme allerdings mindestens mehrere Tage in Anspruch nehmen.

In der dritten Klasse der aktiven Gegenmaßnahmen (Bild 6) sind schließlich nur noch äußerste Notfallmaßnahmen aufgeführt, die aufgrund der Dringlichkeit im Falle ihres Einsatzes relativ kurzfristig wirksame Abhilfe schaffen müssen. Schweiger /23/ schlägt dazu nach einem Ausfall jeglicher Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten und nach Abschaltung des Reaktors die Beaufschlagung des heißen Reaktorkerns an mehreren Stellen mit Wasser vor. Wegen des dabei auftretenden Leidenfrost-Effektes (=Bildung eines Wasserdampfpolsters zwischen den heißen Brennelementen und dem noch flüssigen Wasser) dringen große Mengen des von oben auf das Core geschütteten Wassers tiefer in den Reaktorkern ein und entziehen den Brennelementen die Verdampfungswärme. Oberhalb von ca.  $700^\circ\text{C}$  findet zwischen dem Wasserdampf und dem Graphit die sogenannte Wassergas-Reaktion statt ( $\text{C} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{H}_2 + \text{CO}$ ). Diese Reaktion ist stark endotherm. Sie nimmt mit steigender Temperatur immer stärker zu. Durch eine überschlägige Rechnung wird nachgewiesen, daß bei Beaufschlagung des THTR-300-Cores mit  $110 \text{ m}^3$  vollentsalzten Wassers die Korrosion der Brennelemente vernachlässigbar klein ist. Auch die Bildung eines brennbaren oder gar explosionsfähigen Gemisches aus Helium, Wasserstoff, Kohlenmonoxid und Wasserdampf wird nicht erwartet, weil in das Coreinnere kein Sauerstoff der Atmosphäre eindringen kann. In diesem Zusammenhang sind umfangreiche, praktische Untersuchungen speziell über das Verhalten von heißen Graphitkugeln in Wasser und an frischer Luft sowie die damit verbundenen chemisch-physikalischen Zusammenhänge geplant. Zur Zeit werden bereits Vorexperimente am Institut für Reaktorentwicklung der KFA-Jülich GmbH durchgeführt.

Eine zweite Möglichkeit, die allerdings nur im äußersten Notfall nach Versagen aller anderen Einzelmaßnahmen angewendet werden sollte, ist die der Schnellentladung des gesamten Cores. Diese Möglichkeit ist auch Untersuchungsgegenstand der vorliegenden Arbeit. Da der Einsatzzeitpunkt für eine derartige Maßnahme hauptsächlich vom zeitlichen Temperaturverlauf an bestimmten Stellen des Cores bzw. von dem einzelner Primärkreiskomponenten abhängt, werden in Kap. 3.4 zunächst die Randbedingungen vorgestellt, die den zeitlichen Temperaturverlauf nach einem Störfall und damit gleichzeitig auch den spätest möglichen Auslösezeitpunkt für eine Coreschnellentladung maßgebend beeinflussen.

### 3.3 Einfluß der Coreschnellentladung auf das Abschaltkonzept

Die bei einer kontinuierlichen Coreaufheizung zeitlich am ehesten gefährdeten Komponenten sind die Absorberstäbe, die metallische Aufhängung der Coredecke und bei Temperaturen oberhalb  $1500^{\circ}\text{C}$  die Brennelemente hinsichtlich einer unerwünscht hohen Spaltproduktfreisetzung. Während auf die Coredeckenaufhängung und die Gefahr der Spaltproduktfreisetzung in Kap. 3.4 eingegangen wird, soll an dieser Stelle ausführlich auf die Frage des Abschaltkonzeptes in Störfällen, insbesondere solchen mit Ausfall der Nachwärmeabfuhrsysteme, eingegangen werden.

Anders als beim AVR mit einer thermischen Leistung von  $46 \text{ MW}_{\text{th}}$  ist es bei HTR's mit großer Nennleistung erforderlich, daß die Absorberstäbe für eine sichere Abschaltung des Reaktors direkt in den Kugelhaufen eingefahren werden. Für den geplanten Prozeßwärmereaktor PR 3000  $\text{MW}_{\text{th}}$  sind zur Zeit zwei alternative Abschaltkonzepte im Gespräch:

Ein Konzept besteht aus einem 1. Abschaltssystem mit 36 Absorberstäben und einem 2. Abschaltssystem mit 132 Stäben. Das 2. Abschaltssystem dient im Normalbetrieb zur Regelung und nach einer Reaktorschnellabschaltung durch das 1. Abschaltssystem zusätzlich zum Kalt-Unterkritisch-Fahren der Anlage. Das 1. Abschaltssystem dagegen wird nur aufgrund eines vorliegenden Störfalles durch das Reaktorschutzsystem ausgelöst. Hinsichtlich einer heiß-unterkritischen Abschaltung scheint für die 36 Stäbe eine Einfahrtgeschwindigkeit von weniger als  $10 \text{ cm/sec}$  ausreichend zu sein.

Das zweite Abschaltkonzept sieht für die Regelung und die heiß-unterkritische Abschaltung des Reaktors insgesamt 156 Absorberstäbe vor, die bis maximal  $2,5 \text{ m}$  Tiefe in den Kugelhaufen einfahren können; nach neueren, kernphysikali-

schen Rechnungen soll jedoch bereits ein Herausfahren der Stäbe von  $0,5 \pm 1$  m aus dem Deckenreflektor für eine heiß-unterkritische Abschaltung ausreichend sein. Dagegen wird die kalt-unterkritische Abschaltung bei diesem Konzept nicht durch Absorberstäbe, sondern durch kleine Borcarbidkügelchen vorgenommen, den sogenannten "Klaks". Diese können nach einem schweren Störfall z.B. durch die Brennelementzugaberohre gleichmäßig auf das Core verteilt werden. Wegen ihres geringen Durchmessers von ca. 9,4 mm fallen sie zwischen die Lücken der Brennelemente und bleiben an bevorzugten Stellen innerhalb der Kugelschüttung liegen. Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen an diesem System sind in /25/ zusammengefaßt.

Beim Auftreten eines schweren Störfalles wird automatisch durch das Reaktorschutzsystem eine Reaktorschnellabschaltung ausgelöst. Dabei werden die Absorberstäbe je nach Abschaltkonzept bis zu 4,5 m tief in den Kugelhaufen hineingefahren. Die Einfahrtgeschwindigkeit der Stäbe wird dabei durch die Temperaturbelastung der Stabspitzen begrenzt (Bild 12), da sich der Einfluß der Absenkung der nuklearen Leistungserzeugung beim Einfahren eines Absorberstabes auf die Temperatur in seiner direkten Umgebung nach einer durch die Wärmekapazität der Brennelemente bedingten Verzögerung auswirkt.

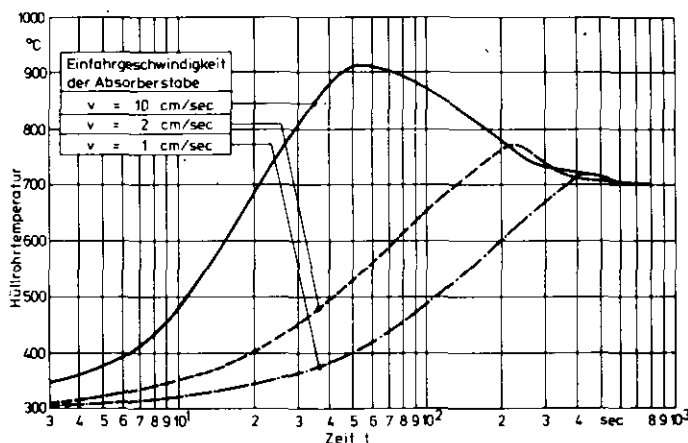


Bild 12:

Verlauf der maximalen Hüllrohrtemperaturen bei verschiedenen Einfahrtgeschwindigkeiten der Absorberstäbe /18/

Welchen Einfluß die Absenkung der nuklearen Leistungserzeugung beim Einfahren aller Stäbe in das Core eines PR 3000 MW<sub>th</sub> hat, ist in Bild 13 zu erkennen. Darin wird deutlich, daß bei eingefahrenen Absorberstäben eine vorgegebene Temperaturobergrenze für die metallische Aufhängung des Deckenreflektors von 600°C etwa erst doppelt so spät erreicht wird wie bei nicht eingefahrenen Absorberstäben. Das ist insbesondere deshalb von Bedeutung, weil sich in dem hier dargestellten Fall aufgrund des vollen Primärkreisdruckes von 40 bar kurzfristig eine Naturkonvektion in der Corekaverne ausbildet; dadurch erreicht die metallische Coredeckenaufhängung sehr schnell ihre thermische Grenzbelastung und wird bei geplanter Inanspruchnahme der Core-schnellentladung der den Auslösezeitpunkt bestimmende Faktor.

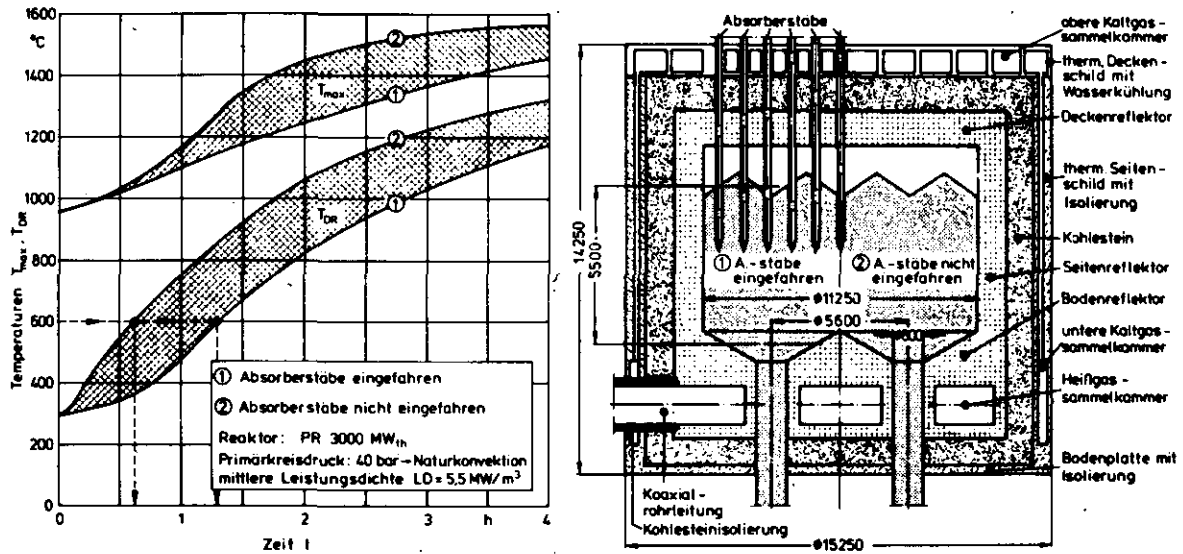


Bild 13: Einfluß der Absorberstabstellung auf den zeitlichen Temperaturverlauf im Core eines PR 3000 MW<sub>th</sub>

Nach einer Reaktorschnellabschaltung erfolgt die Kühlung der eingefahrenen Stäbe normalerweise mit dem Helium der Kaltgasseite ( $T = 300^{\circ}\text{C}$ ), das durch Schlitze im metallischen Tragrohr des Absorberstabes im Bereich der Kaltgassammelkammer eintritt. Das kalte Helium durchströmt den durch die Brennelemente aufgeheizten Absorberstab und strömt aus Öffnungen an dessen Spitze ins Core ein. Dabei ist eine Verzögerungszeit bis zum wirksamen Einsatz der Gebläse für die Nachwärmeabfuhr von ca. 5 min noch ausreichend, um die Temperaturen an den Stabspitzen innerhalb zulässiger Grenzen zu halten (Bild 14). Setzt man aber einen langfristigen Ausfall jeglicher Zwangskühlung voraus, so werden sich die metallischen Tragrohre der Absorberstäbe relativ schnell auf die Temperaturen der sie umgebenden Brennelemente aufheizen. Ein Überschreiten der Hüllrohrtemperaturen von  $700^{\circ}\text{C}$  soll jedoch möglichst vermieden werden, da oberhalb dieser Temperaturgrenze die Festigkeit des Werkstoffes überproportional abnimmt. Bei Temperaturen von ca.  $1000^{\circ}\text{C}$  sind die Stäbe zwar noch eigenstabil, d.h. die Geometrie der metallischen Tragrohre ist noch erhalten, jedoch ist ein Verfahren der Stäbe im Kugelhaufen dann praktisch schon nicht mehr möglich, da der Seitendruck der Brennelemente auf das Hüllrohr dieses entweder bereits verformen oder im ungünstigsten Fall sogar abscheren würde. Derselbe Effekt kann auftreten, wenn nicht die Stäbe bei erhöhten Temperaturen im Kugelhaufen verfahren werden, sondern die Brennelemente durch den Ausfließvorgang während einer Coreschnellentladung an den Stäben entlanggleiten.

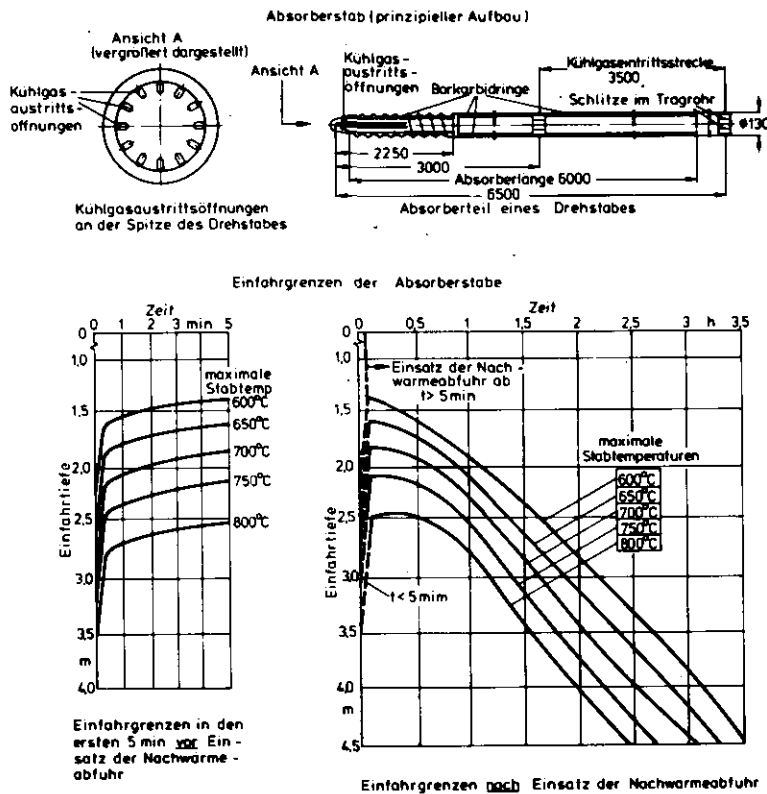


Bild 14:

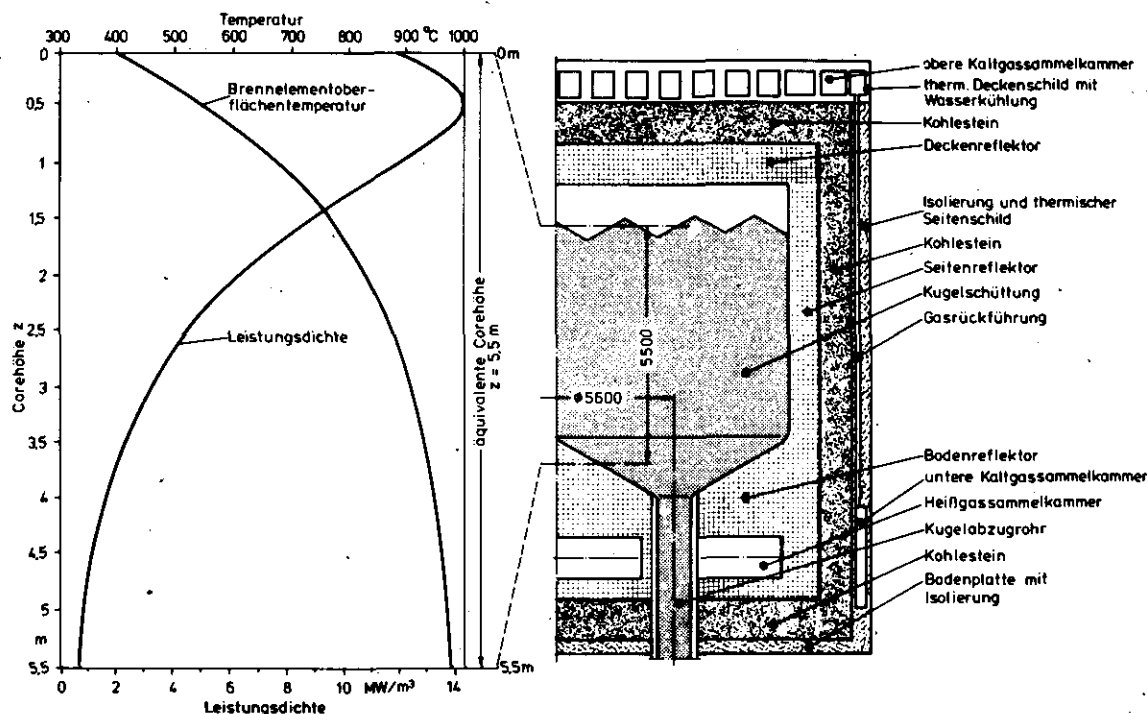
Thermische Belastung  
der Absorberstäbe  
beim Einfahren in den  
Kugelhaufen eines  
PR 3000 MW<sub>th</sub> /18/

Damit bei einem derartigen Störfall aber nicht die thermischen Grenzen der Absorberstäbe die Auslösung einer Coreschnellentladung bereits einige Minuten nach dem Störfalleintritt erforderlich machen, sind solche Abschaltkonzepte zu entwickeln, die folgenden Anforderungen genügen:

- es ist mindestens ein Abschaltssystem auf der Basis von Absorberstäben vorzusehen
- die Temperaturbelastung der Absorberstäbe darf nicht der den Einsatzzeitpunkt der Coreschnellentladung begrenzende Faktor sein
- das zweite, verwendete Abschaltssystem sollten keine Absorberstäbe sein, sondern ein derartiges System, daß eine feinverteilte und gleichzeitig dosierbare Zugabe von Absorbieren erlaubt; dies können sowohl Feststoffe sein (z.B. Klaks) oder das noch in Entwicklung befindliche Gadolinium-Abschaltssystem, das durch Zugabe von flüssigen bzw. gasförmigen Absorbieren die Unterkritikalität des Reaktors sichern soll.

Hinsichtlich des zu verwendenden Stabsystems ist eine möglichst große Anzahl von Absorberstäben anzustreben, um die erforderliche Wirksamkeit schon bei sehr geringen Einfahrtiefen der Stäbe in den Kugelhaufen zu erhalten. Unter sonst gleichen Störfallrandbedingungen erlauben geringe Einfahrtiefen eine längere Einsatzzeit der Stäbe bis zum Erreichen einer zulässigen Temperaturobergrenze als große, da zum Zeitpunkt des Störfalleintrittes das Temperaturniveau der Brennelemente an der Kugelhaufenoberfläche nur ca. 1/3 so hoch ist wie im Bereich des Corebodens (Bild 15).





**Bild 15:** Axialer Verlauf von Leistungsdichte und Brennelementoberflächentemperatur im PR 3000 MW<sub>th</sub> /18/

Andererseits steigen nach dem Ausfall jeglicher Nachwärmeabfuhrsysteme wegen des durch den OTTO-Zyklus bedingten, axialen Leistungsdichteprofiles im Reaktor die Temperaturen im oberen Drittel des Kugelhaufens überproportional an im Vergleich zu denen im Bereich des Corebodens.

Aus diesem Grund wird es erforderlich, das Abschaltstabsystem beim Erreichen seiner Temperaturobergrenze entweder wechselweise durch ein zweites, bisher noch nicht eingesetztes und noch kaltes Stabsystem zu ersetzen, oder neue bzw. in der Entwicklung befindliche Abschaltssysteme, z.B. Klaks, einzusetzen.

Mit Hilfe eines derartigen, zweiten Abschaltsystems können die Absorberstäbe vor unzulässig hoher, thermischer Belastung geschützt werden, indem sie nach erfolgter Reaktorschnellabschaltung wieder rechtzeitig aus dem Core herausgezogen werden und gleichzeitig durch einrieselnde Klaks ersetzt werden. Wenn auch sogar ein Schmelzen der Hüllrohre im Core die Wirksamkeit der Abschaltung und speziell die des Borkarbids praktisch nicht beeinflusst, so muß dies trotzdem im Hinblick auf eine spätere Coreschnellentladung unbedingt vermieden werden. Denn durch den geschmolzenen und später wieder erstarrten Hüllrohrwerkstoff besteht die Gefahr, daß eine Reihe von Brennelementen innerhalb des Cores quasi miteinander verschweißt werden und diese beim Ausfließen eventuell die Abzugrohre des Coreschnellentladesystems verstopfen. Dadurch würde ein derartiges System hinsichtlich seiner Wirksamkeit weitgehend eingeschränkt. Die gleiche Gefahr besteht auch beim Abschmelzen größerer, zu-

sammenhängender Stücke von Absorberstäben, die ebenfalls die Abzugrohre zu verstopfen drohen und ein nicht vollständiges Ausfließen aller Brennelemente aus dem Core zur Folge haben können. Insbesondere wegen der zuletzt genannten Gründe ist ein rechtzeitiger Ersatz aller Absorberstäbe durch andere, redundante und diversitäre Abschaltssysteme dringend erforderlich.

Neben den oben genannten Klaks ist alternativ oder parallel noch ein weiteres Abschaltssystem als Ersatz bzw. Ergänzung der Absorberstäbe denkbar. Eine Untersuchung befaßt sich mit der Zugabe von Gadolinium ins Core, die gasförmig z.B. mit Hilfe eines Nachwärmeabfuhrsystems oder in flüssiger Form erfolgen kann /26/. Dabei wird in Wasser gelöstes Gadolinium-Acetat in relativ geringen Mengen von oben auf die Kugelschüttung gespritzt. Nach dem Verdampfen des Wassers schlägt sich das Gadolinium als Belag auf den Brennelementoberflächen nieder.

In jedem Fall hängt nach einem schweren Störfall der Einsatz des danach anzuwendenden Abschaltverfahrens sehr eng mit einer rechtzeitigen Nachwärmeabfuhr zusammen. Eine Reihe verschiedener Einzelfälle wird in /23/ angesprochen. Ist aber gleichzeitig mit dem Störfall auch die gesamte Zwangskühlung ausgefallen, so sind Absorberstäbe wegen der Gefahr einer thermischen Überbeanspruchung nur kurzfristig direkt im Kugelhaufen einzusetzen, speziell im Hinblick auf eine Coreschnellentladung und ein dabei möglicherweises Verstopfen der Brennelementabzugrohre.

### 3.4 Einflußfaktoren verschiedener Randbedingungen auf den zeitlichen Temperaturverlauf im Core

Der zeitliche Temperaturanstieg im Core eines HTR mit kugelförmigen Brennelementen hängt hauptsächlich von der Art des vorliegenden Störfalles und den Randbedingungen ab, unter denen der Störfall abläuft.

Voraussetzung für eine Coreschnellentladung ist das Vorliegen eines hypothetischen Störfalles, wobei in dieser Arbeit ein langfristiger Ausfall aller Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten zugrunde gelegt wird. Bei einer derartigen Annahme wird der reale, zeitliche Aufheizvorgang der Brennelemente bzw. des Kühlmediums im wesentlichen durch die nachfolgenden Randbedingungen festgelegt, nämlich durch

- die thermische Nennleistung,
- die mittlere Leistungsdichte und
- die Höhe des Primärkreislaufdruckes.

Der zeitliche Temperaturanstieg im Core beeinflusst maßgebend das verschiedene Erreichen unterschiedlich hoher, zulässiger Temperaturobergrenzen für einzelne Komponenten des Primärkreislaufes. Mit dem Erreichen dieser Temperaturgrenzen wird aber auch der letztmögliche Zeitpunkt für die Auslösung einer Coreschnellentladung erreicht.

Dieser unterschiedliche Einfluß der oben genannten Randbedingungen auf den zeitlichen Temperaturanstieg der Brennelemente sowie speziell auf einige, thermisch gefährdete Primärkreiskomponenten wird in den folgenden Unterpunkten kurz beschrieben.

### 3.4.1 Einfluß der thermischen Nennleistung

In Bild 16 wird der zeitliche Temperaturverlauf für zwei HTR unterschiedlicher Nennleistung unter sonst annähernd gleichen Anfangsbedingungen (Primärkreisdruck  $p = 40$  bar, mittlere Leistungsdichte  $LD = 5,0$  bzw.  $5,5 \text{ MW/m}^3$ ) gegenübergestellt. Die zwei oberen Kurven berücksichtigen dabei die Temperaturentwicklung an der Heißstelle im Kugelhaufen, die bei einem HTR mit Einweg-

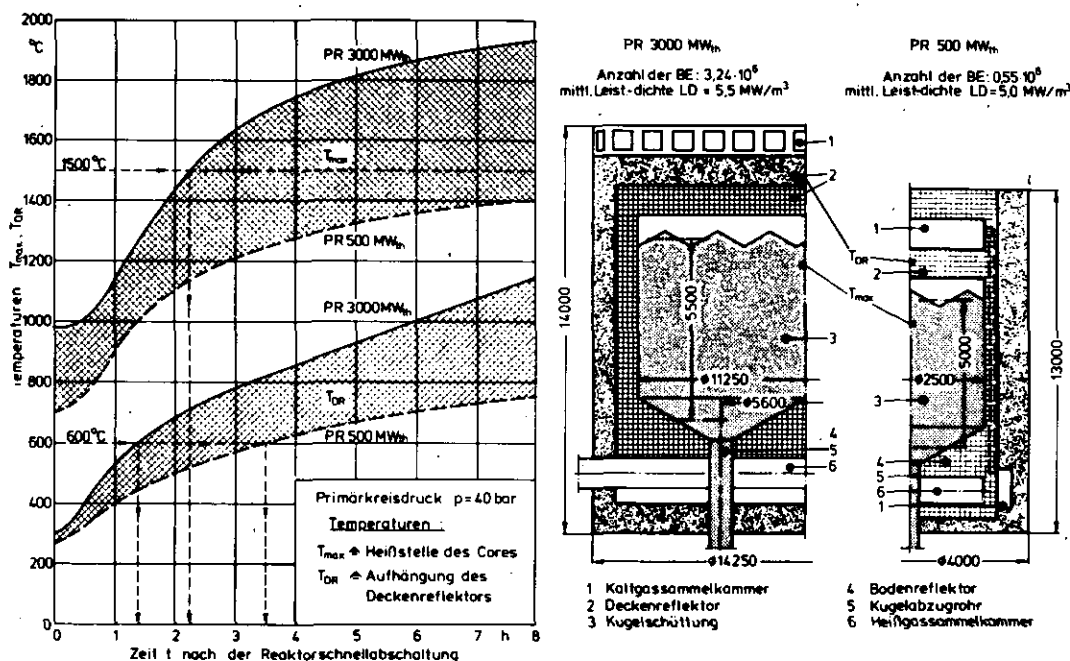


Bild 16: Einfluß der thermischen Nennleistung eines HTR auf den zeitlichen Temperaturverlauf an der Heißstelle des Cores und an der Aufhängung des Deckenreflektors

beschickung (OTTO-Prinzip) mit wachsender Zeit  $t$  nach der Reaktorschnellabschaltung langsam vom Coreboden nach oben in den Bereich der maximalen Leistungsdichte wandert; das untere Kurvenpaar zeigt die Temperaturen im Bereich der Coredeckenaufhängung, die bei beiden Reaktoren aus metallischen Zugankern bestehen. Dargestellt sind hier jeweils die maximal auftretenden Temperaturen, die etwa in der Mitte des Deckenreflektors (beim PR 500 MW<sub>th</sub> ca. 50 cm, beim PR 3000 MW<sub>th</sub> ca. 70 cm unterhalb der Kaltgassammelkammer) herrschen. Der schraffierte Bereich zwischen beiden Kurvenpaaren kennzeichnet die absoluten Differenzen zwischen den Temperaturen im Core eines PR 500 MW<sub>th</sub> und eines PR 3000 MW<sub>th</sub>.

Um den Einfluß der Nennleistung zu verdeutlichen, wird für beide Stellen ein Auslösekriterium festgelegt, bei dessen Erreichen eine Coreschnellentladung in Frage käme: dies sei für die Heißstelle im Core das Erreichen einer maximalen Temperaturobergrenze von 1500°C, weil darüber eine erhöhte Freisetzung der festen Spaltprodukte erfolgt.

Unter dieser Voraussetzung kann beim PR 3000 MW<sub>th</sub> ein Ausfall der Zwangskühlung von ca. 2,25 h zugelassen werden; beim PR 500 MW<sub>th</sub> dagegen wird die 1500°C-Grenze zu keinem Zeitpunkt überschritten, da die coreinterne Naturkonvektion die maximal auftretende Temperatur auf 1430°C begrenzt /27/.

Wird für die Coredeckenaufhängung die Temperatur z.B. auf 600°C begrenzt, so stehen beim PR 3000 MW<sub>th</sub> noch ca. 1,4 h (PR 500 MW<sub>th</sub> ca. 3,5 h) für aktive Gegenmaßnahmen zur Nachwärmeabfuhr zur Verfügung; wird diese Temperatur wesentlich überschritten, so kann ein Herabstürzen einzelner Coredeckensegmente infolge thermischen Versagens der metallischen Zuganker nicht ausgeschlossen werden.

In beiden Fällen erreicht der PR 3000 MW<sub>th</sub> die festgelegten Maximaltemperaturen erheblich früher als der PR 500 MW<sub>th</sub>, d.h. unter gleichen Randbedingungen wird die Zeit für aktive Gegenmaßnahmen vor einer evtl. Coreschnellentladung bei größeren Leistungseinheiten tendenziell kleiner. Der Grund dafür liegt neben der um 10% kleineren, mittleren Leistungsdichte des PR 500 MW<sub>th</sub> hauptsächlich in dem für kleine Reaktoren günstigeren Verhältnis von Coreoberfläche zu Corevolumen. Dieser Quotient wird unter der Voraussetzung gleicher, mittlerer Leistungsdichte mit steigender Reaktornennleistung bzw. mit steigenden Coreabmessungen kleiner, wie ein Vergleich der Quotienten für beide Reaktornennleistungen zeigt:

$$\text{PR 500 MW}_{\text{th}} : \frac{\text{Coreoberfläche}}{\text{Corevolumen}} = 1,32 \frac{\text{m}^2}{\text{m}^3}$$

$$\text{PR 3000 MW}_{\text{th}}: \frac{\text{Coreoberfläche}}{\text{Corevolumen}} = 0,73 \frac{\text{m}^2}{\text{m}^3}$$

Die Größe dieses Quotienten ist aber ein Maß für die nach Ausfall der Zwangskühlung vom Kugelhaufencore an die keramischen Coreeinbauten zur Verfügung stehende Wärmeübergangsfläche pro  $\text{m}^3$  Corevolumen, so daß sich ein Reaktor mit einem kleinen Quotienten relativ schneller aufheizen wird als einer mit einem großen Quotienten.

Abschließend muß zu Bild 16 noch angemerkt werden, daß unter den genannten Randbedingungen für beide Reaktoren die Deckenreflektortemperatur das für eine Coreschnellentladung eingrenzendere Auslösekriterium ist. Die Ursache dafür liegt in der kurzfristigen Aufheizung des Deckenreflektors durch die sich bei 40 bar relativ schnell einstellende Naturkonvektion des heißen Heliums zwischen dem Core und der Kaltgassammelkammer oberhalb der Coredecke.

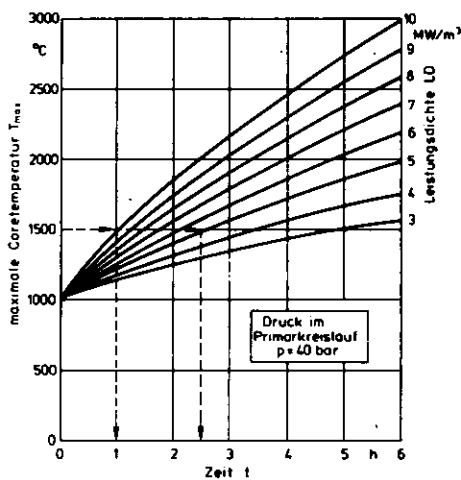
### 3.4.2 Einfluß der mittleren Leistungsdichte

Das im Vergleich zum LWR und SNR ausgesprochen träge Störfallverhalten eines HTR ist hauptsächlich bedingt durch die relativ großen Massen an keramischen Coreeinbauten, die zudem noch eine etwa um den Faktor 3,5 größere, spezifische Wärmekapazität als die Stahleinbauten im Core der anderen Reaktortypen haben.

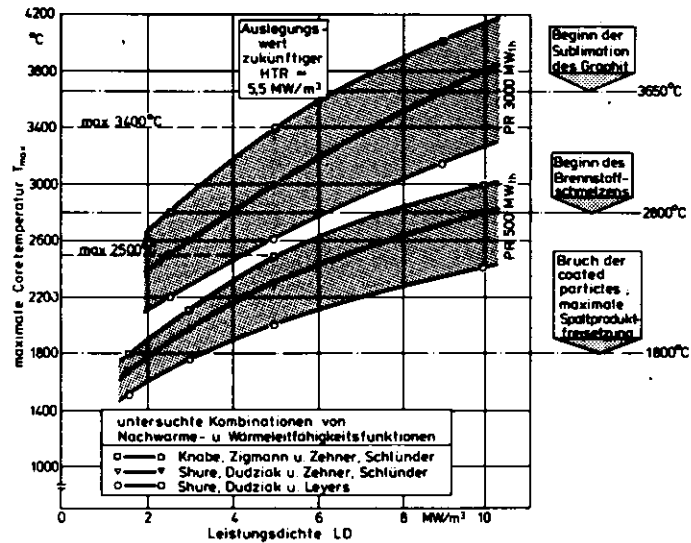
Kohlestein, Graphit:	$c_p (T = 1000^\circ\text{C}) \approx 1800 \text{ J/kg K}$
Incoloy 800	$c_p (T = 400^\circ\text{C}) \approx 500 \text{ J/kg K}$

Zum anderen hat aber neben dem Wärmespeichervermögen eines Cores insbesondere die Leistungsdichte eines Reaktors einen starken Einfluß auf den Temperaturgradienten und die absolute Höhe der auftretenden Maximaltemperaturen im Falle eines Versagens jeglicher Nachwärmeabfuhrsysteme (Bild 17).

Die in der linken Hälfte von Bild 17 gezeigten Temperaturverläufe gelten quantitativ für alle HTR's. Ausgehend von einer Maximaltemperatur im Core während des Normalbetriebes bei Nennleistung ( $\text{PR 3000 MW}_{\text{th}}: T_{\text{max}} \approx 1000^\circ\text{C}$ ) zeigt das Bild die momentane, maximale Coretemperatur zur Zeit  $t$  nach dem Ausfall der Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten.



Temperaturanstieg in einem HTR mit Kugelhautcore infolge der Nachwärmeproduktion nach Ausfall aller Nachwärmeführungssysteme. Parameter: Leistungsdichte LD



Abhängigkeit der maximalen Coretemperaturen und ihrer Bandbreiten von der Leistungsdichte eines HTR. Betrachteter Störfall: Druckentlastung des Primärkreislaufes auf 1 bar und gleichzeitiger Ausfall aller Nachwärmeführungssysteme

**Bild 17:** Einfluß der Leistungsdichte auf den Verlauf der maximalen Coretemperaturen /1,28/

Der durch die Nachwärmeleistung erzeugte Temperaturanstieg im Core ist dabei in erster Näherung proportional der Leistungsdichte des Reaktors und der nach dem Störfall vergangenen Zeit. Als Parameter der zeitlichen Temperaturverläufe sind die Leistungsdichten angegeben. Hieran ist zu erkennen, daß die Temperaturen der Brennelemente an der Heißstelle des Cores bei einem HTR mit einer Leistungsdichte von  $10 \text{ MW/m}^3$  bereits eine Stunde nach Ausfall aller Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten  $500^\circ\text{C}$  über denen des Normalbetriebszustandes liegen, während bei einer Leistungsdichte von  $5 \text{ MW/m}^3$  die gleiche Temperaturdifferenz erst nach ca. 2,5 h erreicht wird.

Die rechte Hälfte von **Bild 17** verdeutlicht den Verlauf der maximalen Coretemperaturen als Funktion der Leistungsdichte am Beispiel der Prozeßwärme-reaktoren  $\text{PR } 500 \text{ MW}_{\text{th}}$  und  $\text{PR } 3000 \text{ MW}_{\text{th}}$ . Die Rechnungen sind für einen Systemdruck von 1 bar nach vorausgegangener Druckentlastung durchgeführt worden. Die auffallend großen Bandbreiten der Temperaturverläufe betragen beim  $\text{PR } 500 \text{ MW}_{\text{th}}$  noch  $500^\circ\text{C}$ , beim  $\text{PR } 3000 \text{ MW}_{\text{th}}$  sogar  $800^\circ\text{C}$ , jeweils für eine Leistungsdichte von  $5 \text{ MW/m}^3$ . Der Grund dafür liegt in den rein rechnerischen Kombinationen verschiedener Nachwärmefunktionen mit unterschiedlichen, effektiven Wrmeleitfhigkeitszahlen der Kugelschüttung.

Aufgrund der o.g. starken Abhängigkeit des zeitlichen Temperaturverlaufes von der Leistungsdichte und um die Gefahr einer möglichen Sublimation des Graphits

ab ca.  $3500^{\circ}\text{C}$  bei größeren, thermischen Leistungseinheiten wie z.B. dem PR 3000  $\text{MW}_{\text{th}}$  mit Sicherheit auszuschließen, hat man sich für die Auslegung zukünftiger HTR's auf eine mittlere Leistungsdichte von ca.  $5,5 \text{ MW/m}^3$  geeinigt /18/. Bei dieser Leistungsdichte scheinen sowohl eine ausreichende Sicherheit des Reaktors beim Störfall als auch noch die Wirtschaftlichkeit der Gesamtanlage gewährleistet zu sein.

### 3.4.3 Einfluß der Höhe des Primärkreislaufdruckes

Nach einem Vergleich der Temperaturverläufe in HTR's unterschiedlicher Nennleistung wird in diesem Kapitel der Einfluß des Primärkreisdruckes näher untersucht. Es wird dabei zunächst nur der PR 3000  $\text{MW}_{\text{th}}$  betrachtet, und zwar einmal für den Fall, daß der Primärkreisdruck auch nach einem schweren Störfall noch voll erhalten bleibt ( $p = 40 \text{ bar}$ ), und zum anderen für den Extremfall einer vollständigen, kurzfristigen Druckentlastung infolge eines Störfalles ( $p = 1 \text{ bar}$ ). In Bild 18 werden folgende Temperaturverläufe gegenübergestellt:

$T_{\text{max}}$  = Temperatur an der Heißstelle des Cores

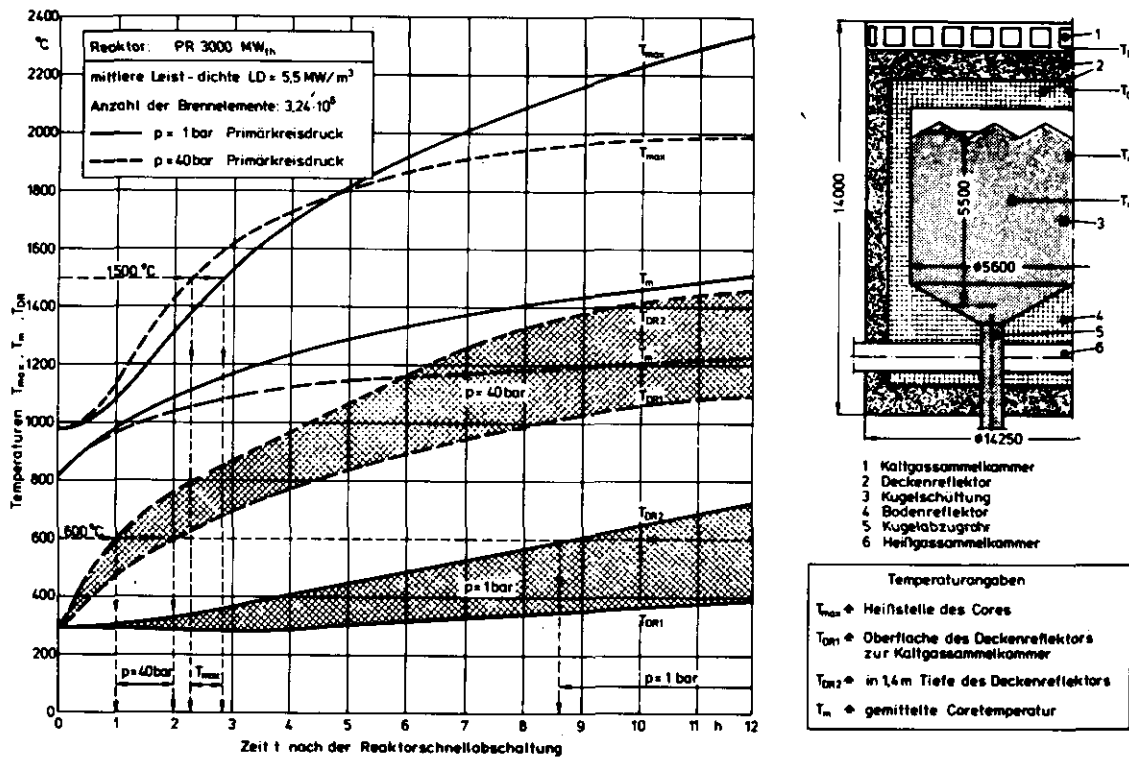
$T_{\text{m}}$  = anhand einer Temperatur-Volumen-Analyse des Cores nach Ausfall aller Nachwärmeabfuhrsysteme gemittelte Coretemperatur

$T_{\text{DR1}}$  = Temperatur des Deckenreflektors direkt an der Oberfläche zur Kaltgassammelkammer

$T_{\text{DR2}}$  = Temperatur in ca. 1,4 m Tiefe des insgesamt 2 m dicken Deckenreflektors

Läßt man eine maximale Temperatur an der Heißstelle von  $1500^{\circ}\text{C}$  zu, so wird sie bei vollem Primärkreisdruck etwa  $2 \frac{1}{4} \text{ h}$  ( 1 bar: 3 h ) nach dem Zeitpunkt der Reaktorschnellabschaltung erreicht. Am Deckenreflektor wird die Temperaturobergrenze von  $600^{\circ}\text{C}$  je nach Befestigung der metallischen Aufhängung bei einem Primärkreisdruck von 40 bar bereits 1 bis 2 h nach dem Störfall überschritten; dabei wird der aktuelle Auslösezeitpunkt für eine Coreschnellentladung entscheidend von der tatsächlichen Lage der metallischen Aufhängung im Deckenreflektor beeinflusst. Aufgrund des Temperaturverlaufes  $T_{\text{DR1}}$  ist eine Aufhängung möglichst nahe an der Kaltgassammelkammer anzustreben oder die Möglichkeit zu überprüfen, inwieweit durch den Einsatz z.B. keramischer Werkstoffe oder faserverstärkter Hochtemperaturwerkstoffe der Auslösezeitpunkt hinausgeschoben werden kann /29/.

Dagegen ist bei gleichzeitig mit dem Störfalleintritt erfolgter Druckentlastung des Primärkreises diese Temperaturgrenze von  $600^{\circ}\text{C}$  völlig unkri-



**Bild 18:** Einfluß des Primärkreisdruckes auf den zeitlichen Temperaturverlauf im Core eines PR 3000 MW<sub>th</sub>

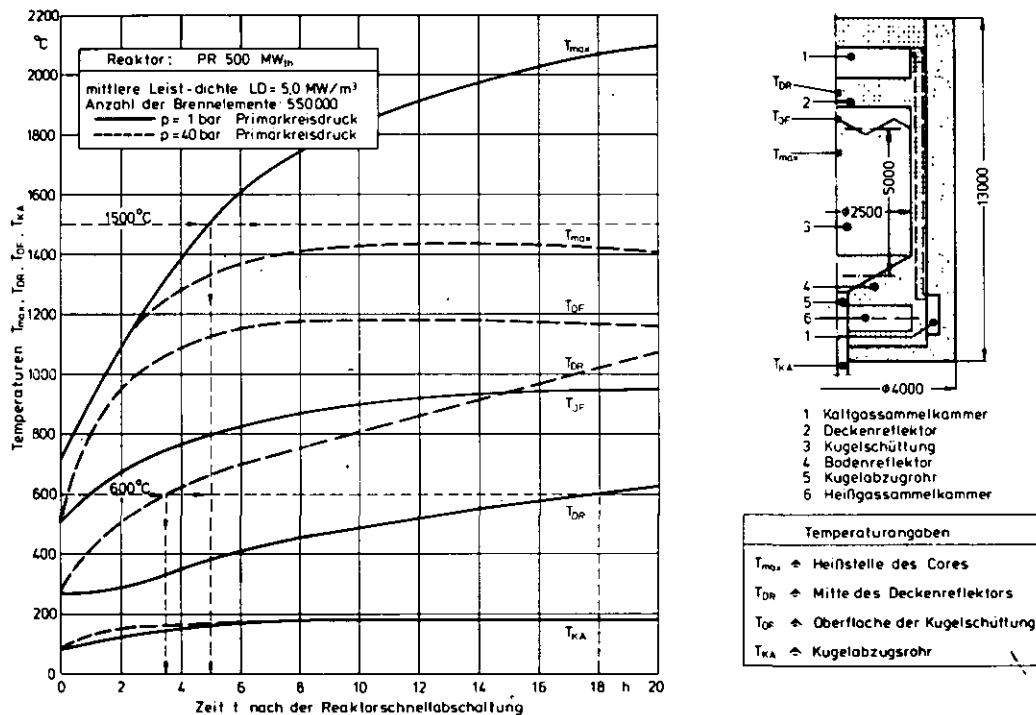
tisch, da sie an der ungünstigsten Stelle für eine Aufhängung frühestens nach ca. 8,5 h erreicht wird.

Das begrenzende Auslösekriterium für eine Coreschnellentladung ist bei vollem Primärkreisdruck die Aufhängung des Deckenreflektors (vgl. Kap. 3.4.1), nach einem Druckentlastungsstörfall jedoch die nach ca. 3 h beginnende, erhöhte Spaltproduktfreisetzung aus den Brennelementen.

An der mit zunehmender Zeit größer werdenden Differenz der beiden mittleren Coretemperaturen  $T_m$  ist gut darzustellen, welche Wärmemengen infolge der Naturkonvektion ( $p = 40$  bar) durch das stark zirkulierende, heiße Helium vom Kugelhaufencore hauptsächlich an die darüberliegenden Coreeinbauten abgegeben wird. Gleichzeitig ist diese Aufnahme großer Wärmemengen durch den Deckenreflektor an dem steil aufsteigenden Temperaturband mit  $p = 40$  bar gut erkennbar. Infolge der Naturkonvektion wird dabei auch die überhaupt maximal auftretende Brennelementtemperatur  $T_{max}$  auf knapp 2000 °C begrenzt, wogegen nach vollständiger Druckentlastung und beliebig lang unterbrochener Zwangskühlung eine örtliche Maximaltemperatur von ca. 2650 °C nach 50 h erreicht werden kann.



Der Einfluß der Naturkonvektion bei erhöhten Drücken auf den Wärmetransport in Kugelschüttungen ist in /27/ experimentell nachgewiesen und anhand von Vergleichsrechnungen am Beispiel des PR 500 MW<sub>th</sub> dargestellt worden (Bild 19).



**Bild 19:** Einfluß der Naturkonvektion auf den zeitlichen Temperaturverlauf im Core eines PR 500 MW<sub>th</sub> /27/

Unter der Berücksichtigung der coreinternen Naturkonvektion erreicht die höchste, auftretende Coretemperatur bereits 10 h nach Ausfall der Zwangskühlung ihren Maximalwert von 1430°C und bleibt damit um ca. 800°C unter dem Rechenwert ohne Berücksichtigung der Naturkonvektion; die Temperaturobergrenze von 1500°C wird zu keinem Zeitpunkt überschritten.

Die den Auslösezeitpunkt einer Coreschnellentladung bestimmenden Kriterien sind bei vollem Primärkreisdruck die Temperatur an der metallischen Deckenaufhängung ca. 3,5 h nach Störfalleintritt, und bei einem Druck von 1 bar das Überschreiten der 1500°C-Grenze an der Heißstelle des Cores nach ca. 5 h. Die Temperatur am Kugelabzugsrohr T<sub>KA</sub> steigt praktisch unabhängig vom Primärkreisdruck innerhalb der ersten 10 h von 80°C auf den später konstanten Wert von 180°C an.

#### 4. ANLAGENKONZEPT UND ROHRLEITUNGSSYSTEM

##### 4.1 Konstruktive Zusatzmaßnahmen gegenüber bisherigen Anlagenkonzepten

Gegenüber bisher bestehenden Anlagenkonzepten von HTR's mit kugelförmigen Brennelementen sind für eine Coreschnellentladung konstruktive Zusatzmaßnahmen insbesondere unterhalb des Spannbetonbehälters und im Bereich des Fundaments erforderlich.

Das eigentliche Ziel einer Coreschnellentladung besteht praktisch in einer kurzfristigen Umlagerung der Brennelemente aus dem Core in eine geometrische Anordnung mit relativ großer Oberfläche der Art, daß eine wirkungsvolle Kühlung der Brennelemente mit relativ einfachen, technischen Mitteln möglich ist. Die großflächige Verteilung des Coreinventars dient dabei dem Ziel, die in den Brennelementen gespeicherte und durch die Nachwärmeproduktion noch weiterhin erzeugte Wärmemenge möglichst kurzfristig und effektiv an das zur Kühlung vorgesehene Wasser abzugeben. Diese Forderung bedingt aber insbesondere kleine Wege für den Wärmetransport von der Kugelschüttung bis zum Kühlmedium. Dadurch wird eine langfristige Aufheizung der Brennelemente, wie sie nach einem Ausfall der Zwangskühlung im Core erfolgt, nach der Coreschnellentladung im Brennelementaufnahmebehälter vermieden.

Hinsichtlich der angesprochenen Einfachheit der einzusetzenden, technischen Mittel muß gesagt werden, daß hierbei die Abkühlung der Brennelemente durch Konvektion und teilweise Verdampfung eines quasi stationären Wasserreservoirs erfolgen soll.

Um aber unter diesen genannten Voraussetzungen sowohl eine unzulässig hohe Aufheizung der Brennelemente nach der Coreschnellentladung im Aufnahmebehälter zu vermeiden, als auch die Heizflächenbelastung des Aufnahmebehälters auf der Kühlwasserseite in technisch sinnvollen Grenzen zu halten, sind geometrische Behälterformen mit sehr großer Kühlfläche und relativ kleinen Kühlkanalabständen eine Grundvoraussetzung.

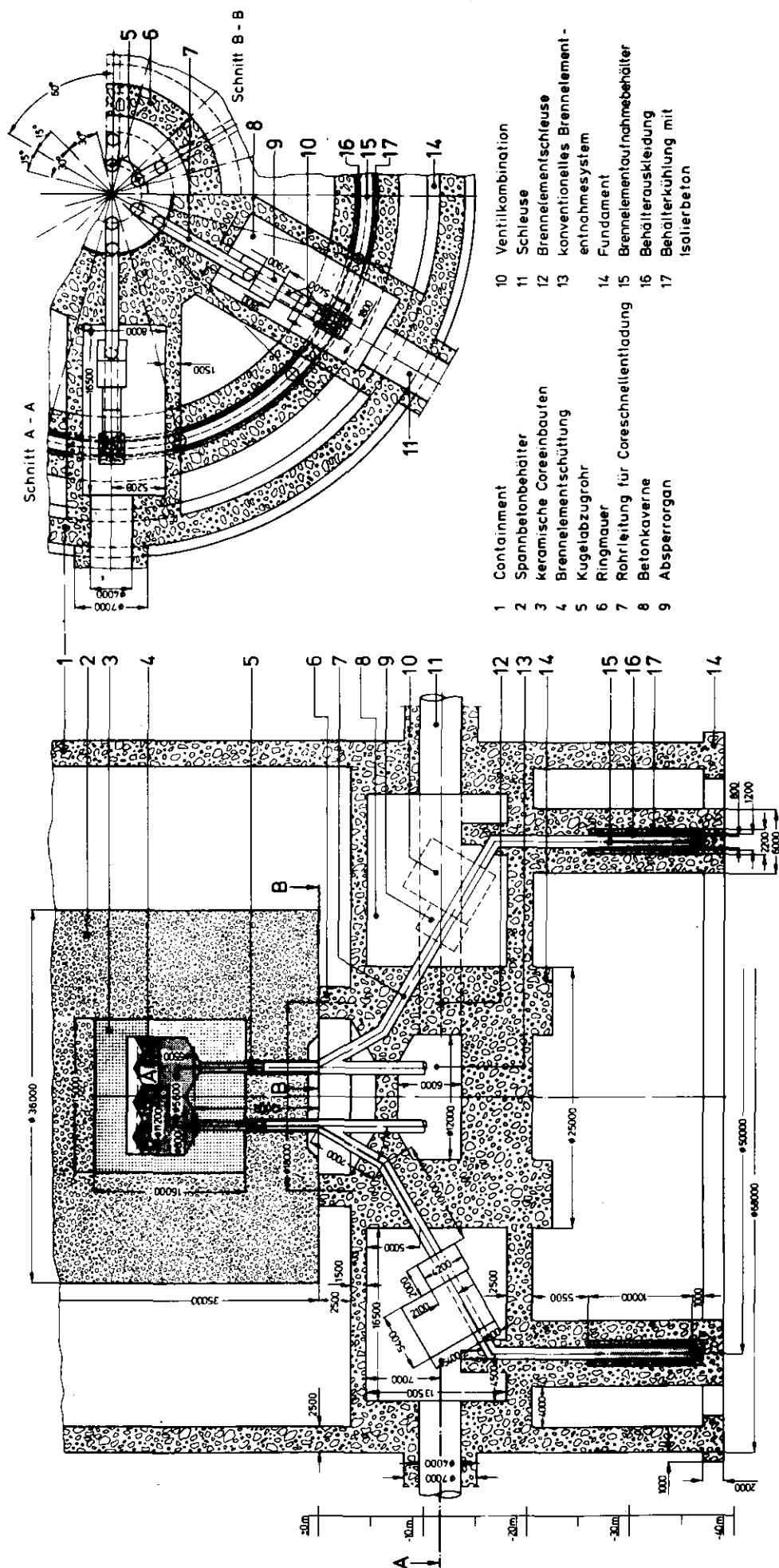
Die eigentliche Entleerung des Cores erfolgt dabei nach dem Öffnen der Absperrorgane selbständig, indem die Brennelementkugeln infolge der Schwerkraft in dafür bereitstehende Aufnahmebehälter fließen. Hinsichtlich einer Umlenkung oder Verteilung der Kugeln in der Rohrleitung oder im Aufnahmebehälter sind keine zusätzlichen, technischen Aggregate erforderlich. Um aber trotzdem eine ausreichende Verteilung eines derartig großen Brennelementvo-

lumens ( $600 \text{ m}^3$ ) insbesondere im Aufnahmebehälter unterhalb des Cores zu gewährleisten, sind für den PR 3000  $\text{MW}_{\text{th}}$  insgesamt sechs Einzelsysteme entsprechend der Anzahl der konventionellen Brennelemententnahmerohre vorgesehen. Diese sechs Einzelsysteme sind konstruktiv untereinander völlig gleich aufgebaut; daher wird sich die Besprechung der Hauptkomponenten in den folgenden Kapiteln auch auf nur eines dieser Einzelsysteme beschränken. Diese sechs Einzelsysteme verlaufen von einem Teilkreis mit ca. 5,6 m Durchmesser, auf dem die sechs konventionellen Brennelemententnahmerohre liegen, sternförmig um jeweils  $60^\circ$  versetzt nach außen bis zu einem Radius von ca. 25 m von der Coreachse entfernt. Dort münden sie ca. 25 m unterhalb des Spannbetonbehälters in einen kreisförmigen Brennelementaufnahmebehälter, der beidseitig mit einer Abkühlmöglichkeit für die Brennelemente umgeben ist. In Bild 20 sind die Hauptabmessungen eines derartigen Coreschnellentladungssystems am Beispiel eines PR 3000  $\text{MW}_{\text{th}}$  dargestellt. Jedes der o.g. sechs Einzelsysteme besteht hauptsächlich aus drei Großkomponenten, auf deren Auslegung und Konstruktion im folgenden noch näher eingegangen wird. Dies sind

- das Rohrleitungssystem
- das Absperrorgan und
- der Brennelementaufnahmebehälter.

Die Rohrleitung des Coreschnellentladungssystems zweigt kurz unterhalb des Spannbetonbehälters von dem Kugelabzugsrohr des konventionellen Brennelemententnahmesystems ab und verläuft unter ca.  $30^\circ$ -Neigung durch das Fundament. Bis zum Einlauf in den Brennelementaufnahmebehälter beträgt ihre Länge ca. 34 m. Als Rohrwerkstoff ist ein Werkstoff vorgesehen, der auch für das Kugelabzugsrohr und für Teile des Dampferzeugermantels im THTR-300 eingesetzt wird; die Rohrleitung ist von schlaff bewehrtem Beton umgeben und wird mit dem Beton durch 30 cm lange, aufgeschweißte Ankerbolzen - ähnlich wie der Liner mit dem Spannbetonbehälter formschlüssig verbunden. Beim Ausfließen der heißen Brennelemente während einer Coreschnellentladung werden Stahlrohr und Beton durch feuerfeste Materialien ausreichend isoliert bzw. entsprechend gekühlt. Etwa auf der Hälfte der Rohrleitungslänge befindet sich die zweite Hauptkomponente, das

Absperrorgan. Es besteht aus der Kombination einer heliumdurchlässigen, mechanischen Absperrvorrichtung des Rohrleistungsquerschnittes mit einem direkt daran angeflanschten Ventilsatz aus insgesamt drei Einzel-



**Bild 20:** Übersichtsdarstellung eines PR 3000 MW<sub>th</sub> mit einem Coreschnellentladungssystem

ventilen zum gasdichten Abschluß des Primärkreises. Vom mechanischen Absperrorgan bis hinaus zur Abzweigung der Rohrleitung vom Kugelabzugrohr des konventionellen Brennelemententnahmesystems ist die Rohrleitung mit Graphitkugeln ohne Brennstoff- und Brutstoffanteile (sog. "Blindkugeln") gefüllt. Das Absperrorgan und mindestens zwei der drei Ventile sind im Normalbetrieb des Reaktors immer verschlossen. Absperrorgan und Ventile sind für Montage- und spätere Inspektionsarbeiten frei zugänglich in einer Betonkaverne angeordnet, die jeweils durch ein mehrfach gesichertes Schleusensystem einzeln von außen betreten werden können. Etwa 8 m unterhalb dieser Betonkaverne mündet die Rohrleitung in den

Brennelementaufnahmebehälter, der hier kreisringförmig angeordnet ist. Er hat eine lichte Breite von ca. 1 m, ist ca. 10 m hoch, und liegt auf einem mittleren Radius von 25 m bezüglich der Coreachse und ca. 25 bis 35 m unterhalb des Spannbetonbehälters. Zur Aufnahme der heißen Brennelemente ist der Behälter innen isoliert und an beiden Seiten mit einer entsprechend ausgelegten Wasserkühlung versehen, die die Brennelemente im Fall einer Inanspruchnahme der Coreschnellentladung langfristig abkühlen soll. Daneben ist auch die langfristige Unterkritikalität der Anordnung ausreichend zu sichern sowie der durch die Wasserverdampfung erforderlich werdende Zusatzwasserbedarf bereitzustellen.

#### 4.2 Brennelementfluß im Normalbetrieb und bei Inanspruchnahme der Coreschnellentladung

Bei der Inanspruchnahme der Coreschnellentladung fließen die Brennelemente durch sechs Rohrleitungen vom Core in den Aufnahmebehälter des Fundaments. Um im Normalbetrieb ein möglichst gleichmäßiges Kugelfließen über dem gesamten Corequerschnitt zu erhalten, ist eine besondere Corebodenstruktur erforderlich (Bild 21).

Der Coreboden hat einen für das Kugelfließen ausschließlich durch Schwerkrafteinfluß charakteristischen Aufbau. Er fällt von der Coreachse radial nach allen Seiten unter einem Winkel von ca.  $30^{\circ}$  hinsichtlich der Horizontalen ab bis zu einem Durchmesser von 5,6 m. Von dort steigt er dann wiederum unter  $30^{\circ}$  bis zum gesamten Coreinnendurchmesser von 11,2 m an.

Der Coreboden ist in  $12 \times 30^{\circ}$ -Segmente eingeteilt, von denen jeweils 2 an ihrer Berührungskante gegeneinander um  $30^{\circ}$  nach unten geneigt sind. Durch die Überlagerung dieser Segmentierung mit dem radialen  $30^{\circ}$ -Gefälle von Coreachse

und Coreinnendurchmesser zum Teilkreis mit 5,6 m Durchmesser hin ergeben sich insgesamt sechs Trichter; diese münden in jeweils 1 Kugelabzugsrohr des konventionellen Brennelemententnahmesystems, das senkrecht durch den Spannbetonbehälter zum Brennelemententnahmeraum im Fundament des Reaktors führt.

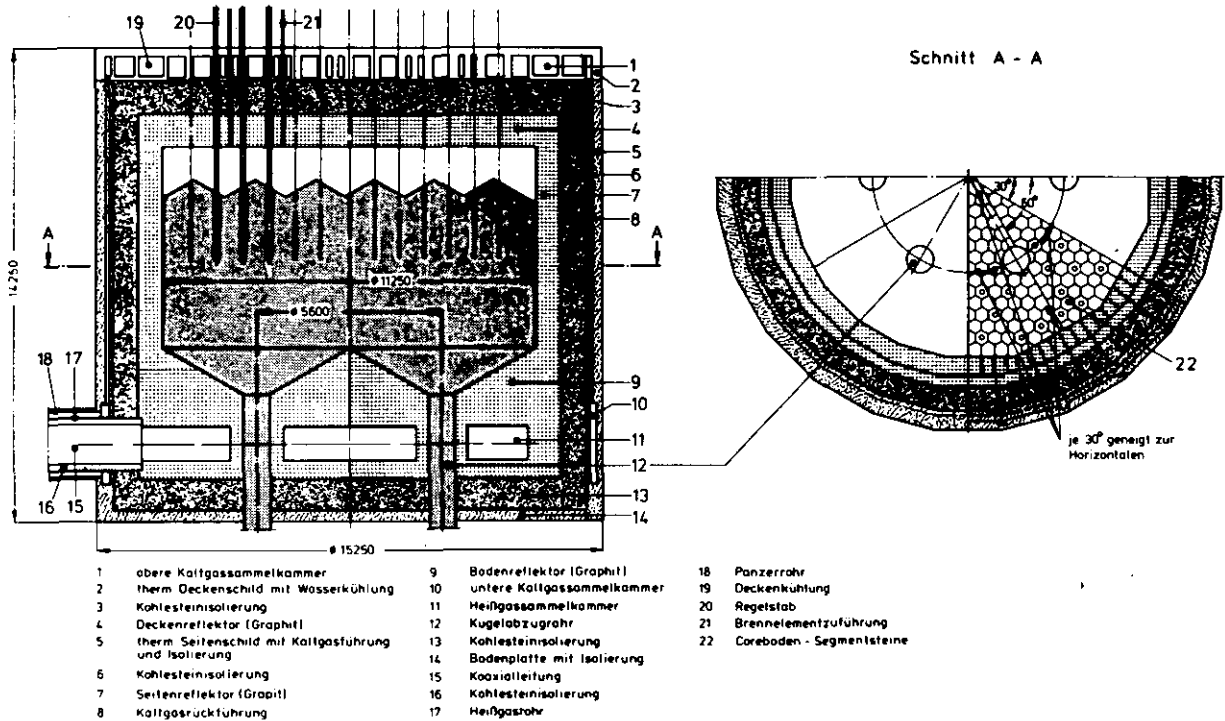


Bild 21: Coreaufbau und Corebodenstruktur eines PR 3000 MW<sub>th</sub>

Am unteren Ende eines jeden Kugelabzugsrohres befindet sich eine Einrichtung zur Verwenigung der Brennelemente. Von dort aus gelangen sie über eine Schrägrohrstrecke zu einem Schrottabscheider, der die beschädigten Brennelemente von den unbeschädigten trennt. Schließlich folgt eine Zähleinrichtung zu Bilanzierungszwecken, und danach fallen die Brennelemente in transportable Auffangbehälter mit einem Fassungsvermögen von knapp 9000 Brennelementen (ca. 2 m<sup>3</sup>), die während des Abzugsvorganges unter Primärkreisdruck stehen. Zum Abtransport und zur Entleerung gefüllter Auffangbehälter werden entsprechende Absperrarmaturen geschlossen und die Behälter druckentlastet. Die vollen Auffangbehälter werden durch leere ersetzt und zum Zwischenlager für abgebrannte Brennelemente transportiert. Konstruktive Details von Verweniger, Auffangbehälter und Absperrarmaturen sind in /2/ beschrieben.

Unterstellt man jedoch einen langfristigen Ausfall jeglicher Zwangskühlung nach einem schweren Störfall, so reicht auch die maximale Abzugleistung des

konventionellen Brennelemententnahmesystems mit ca. 50.000 Brennelementen/Tag nicht aus, um das gesamte Core kurzfristig zu entleeren und so unzulässig hohe Temperaturen an gefährdeten Primärkreiskomponenten zu vermeiden. Entschließt man sich in einem derartigen Notfall für die Inanspruchnahme einer Coreschnellentladung, so fließen die Brennelemente nach einer vorher durchzuführenden, langsamen Druckentlastung des Primärkreises und anschließend Öffnen der Absperrorgane und Ventile durch insgesamt 6 jeweils ca. 45 m lange Rohrleitungen, die vom Coreboden bis zum Brennelementaufnahmebehälter führen. Ein direkter Anschluß dieser 6 Rohrleitungen an den Coreboden - unabhängig von den vorhandenen 6 Kugelabzugsrohren - scheint dabei aus folgenden Gründen ungeeignet zu sein:

- einmal wäre eine völlig andere Corebodenstruktur erforderlich, die es erlaubt, sowohl ein ausreichendes Kugelfließen im Normalbetrieb über die 6 konventionellen Kugelabzugsrohre zu erhalten, als auch im Falle einer Coreschnellentladung ein gleichmäßiges und vollständiges Ausfließen des gesamten Coreinhaltes über die restlichen 6 der dann insgesamt 12 Corebodenöffnungen sicherzustellen. Dies erscheint konstruktiv und ohne weitere Hilfsmittel außer der Schwerkraft nicht möglich. Insbesondere werden in dem o.g. Fall hinsichtlich des Kugelfließens sogenannte "tote Ecken" innerhalb des Corebodenbereiches entstehen, also solche Bereiche, aus denen einmal hineingeflossene Brennelemente nur durch Schwerkrafteinfluß allein nicht wieder herauskommen und so dort ständig verweilen werden.
- zum anderen soll es auch vermieden werden, Coreboden, Heißgassammelkammer, Isolation und insbesondere den Spannbetonbehälter noch mit 6 weiteren Rohrleitungen zu durchbrechen. Speziell beim Spannbetonbehälter ist dazu ein erheblicher Mehraufwand erforderlich, der sich hauptsächlich durch das Umlegen bzw. durch zusätzliche Installation neuer Spannkabel zur Erzielung einer gleichmäßig verteilten Verspannung über dem gesamten Querschnitt ergibt.

Aus diesen Gründen wird vorgeschlagen, das Rohrleitungssystem für die Coreschnellentladung an einer für das Kugelfließen und den Spannbetonbehälter weitgehend unterkritischen Stelle mit den Kugelabzugsrohren des konventionellen Brennelemententnahmesystems zu verbinden. Dazu bietet sich der Rohrabschnitt des Kugelabzugsrohres an, der unterhalb des Spannbetonbehälters aber noch oberhalb des Verweilers der abgebrannten Brennelemente liegt ( vgl. Bild 20 ).

Nach dem Austritt der 6 senkrecht stehenden Kugelabzugrohre aus dem Spannbetonbehälter zweigt von jedem Abzugrohr unter zunächst  $60^{\circ}$ -Neigung jeweils eine Rohrleitung des Coreschnellentladungssystems radial nach außen ab. Am Ende dieses 7 m langen, steilen Rohrabschnittes, der bei einer Coreschnellentladung praktisch die Funktion einer "Einlaufstrecke" für den Brennelementfluß erhält, knickt die Rohrleitung nochmals um  $30^{\circ}$  ab; ca. 7,5 m danach tritt die bis dahin im schlaff bewehrten Beton des Reaktorfundamentes verlaufende Rohrleitung in die Betonkaverne ein, die zur Montage und Inspektion der Absperrorgane dient. Etwa 17 m nach ihrem Abzweig vom konventionellen Kugelabzugrohr nimmt die Rohrleitung das Absperrorgan und die dreifache Ventilkombination mit einer Einbaulänge von knapp 8 m auf. Danach knickt die bis dahin um  $30^{\circ}$  zur Horizontalen geneigte Rohrleitung senkrecht nach unten ab, verläßt die Betonkaverne und teilt sich etwa 1 m unterhalb des Kavernenbodens zu einem Hosenrohr. Die Schenkel des Hosenrohrs sind zunächst um  $60^{\circ}$ , dann wiederum um  $30^{\circ}$  geneigt, und münden ca. 8 m unterhalb des Kavernenbodens mit einem Abstand von etwa 13 m voneinander in den Brennelementaufnahmebehälter. Mit Hilfe des Hosenrohrs wird die Anzahl der Einfließstellen der Brennelemente in den Behälter in bezug auf die Anzahl der Kugelabzugstellen am Coreboden verdoppelt. Die so erhaltenen 12 Einfließstellen erlauben - unter der Voraussetzung eines gleichmäßigen Ausfließens aller Brennelemente aus dem Core - eine relativ gleichmäßige Verteilung des gesamten Brennelementinventars innerhalb des Aufnahmebehälters im Fundament ohne zusätzliche, mechanische Verteilungseinrichtungen ( Bild 22 ).

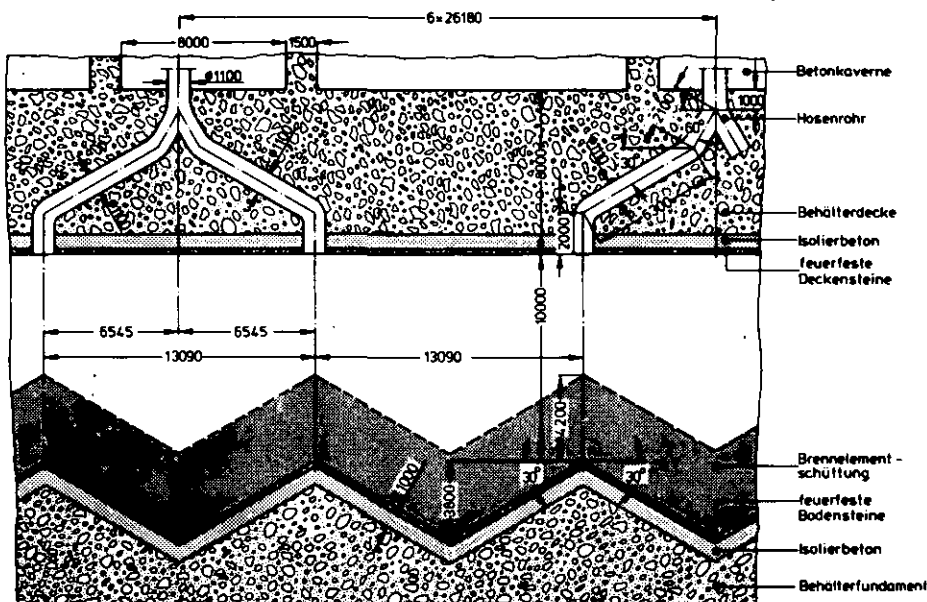


Bild 22:

Längsschnitt  
durch den Brenn-  
elementaufnahme-  
behälter



Bei der hier gezeigten Anordnung liegt der mittlere Radius des Aufnahmebehälters 25m von der Coreachse entfernt; verteilt man die 12 Einfließstellen für die Brennelemente gleichmäßig auf den ca. 157 m langen Umfang des Aufnahmebehälters, so erhält man bei dem o.g. Abstand von ca. 13 m der 12 Einfließstellen und einer Behälterbreite von  $b = 1 \text{ m}$  ( $b = 0,8 \text{ m}$ ) eine mittlere Schütthöhe der Brennelemente im Behälter von  $h = 3,8 \text{ m}$  ( $h = 4,8 \text{ m}$ ). Unter Berücksichtigung eines Schüttwinkels von ca.  $30^\circ$  für eine lose Kugelschüttung der Brennelemente beträgt die minimale Schütthöhe zwischen zwei Einfließstellen im Behälter  $0 \text{ m}$  ( $1 \text{ m}$ ), die maximale genau unterhalb jeder Einfließstelle ca.  $7,7 \text{ m}$  ( $8,7 \text{ m}$ ). Diese Werte gelten jedoch für einen ebenen Behälterboden. Aus Gründen einer gleichmäßigeren Kühlung und einer geringeren, lichten Behälterhöhe im Falle eines ungleichmäßigen Brennelementausfließens wird hier ein um  $30^\circ$  - geneigter Behälterboden eingesetzt. Gleichzeitig sinkt dabei auch die mittlere Schütthöhe bei einer Behälterbreite von  $b = 0,8 \text{ m}$  um 13% auf  $h = 4,2 \text{ m}$ . Die Rohrleitung hat bei einem lichten Innendurchmesser von  $D = 800 \text{ mm}$  die gleichen Abmessungen wie ein Kugelabzugrohr des konventionellen Brennelemententnahmesystems, und ist daher - im Vergleich zum Brennelementdurchmesser mit  $d = 60 \text{ mm}$  - wegen des Verhältnisses  $D/d \approx 13$  unkritisch hinsichtlich der Gefahr von Brückenbildungen und evtl. Verstopfen der Rohrleitung /30/. Der Außendurchmesser liegt je nach Bauart, Isolation oder Kühlung der Rohrleitung zwischen 1170 mm und 2100 mm /80/.

#### 4.3 Konstruktiver Aufbau der Rohrleitung

Die zahlreichen Anforderungen an das Rohrleitungssystem verursachen einen abschnittsweise unterschiedlichen, konstruktiven Aufbau. Speziell die folgenden Randbedingungen haben die Auswahl der technisch möglichen Lösungen weitgehend begrenzt:

- Voraussetzung für die Inanspruchnahme der Coreschnellentladung ist der vollständige Ausfall aller Zwangskühlsysteme; um eine unzulässig hohe Überhitzung von Stahlrohr und Beton bei Ausfließen der Brennelemente zu vermeiden, ist für das Rohrleitungssystem eine ausreichend dimensionierte, innere Wärmeisolierung erforderlich.
- Mit steigenden, sicherheitstechnischen Anforderungen werden im Rahmen der Genehmigungspraxis zunehmend Fragen der Inspizierbarkeit, Reparierbarkeit und Ausbaubarkeit von Primärkreislaufkomponenten diskutiert. Diese Forderungen sollen bei der Auswahl des Wärmeschutzes der Rohrleitungen möglichst weit in Rechnung gestellt werden.

- Das Rohrleitungssystem muß vom Kugelabzugsrohr des konventionellen Brennelemententnahmesystems mit einschließlich dem gesamten Absperrorgan sicherheitstechnisch als Komponente des Primärkreises betrachtet werden. Dies wird bei der Konstruktion -soweit sie aus dem Fundament herausragt- durch doppelwandige Rohrleitungen und Behälterabschlüsse berücksichtigt.

Aus den obengenannten Randbedingungen ergeben sich zwei unterschiedlich aufgebaute Konstruktionen, und zwar einmal für den im Fundament verlaufenden Teil und für den durch die Betonkaverne verlaufenden Teil der Rohrleitung: Vom Abzweig des Rohrleitungssystems vom Kugelabzugsrohr des konventionellen Brennelemententnahmesystems bis zum Eintritt in die Betonkaverne verläuft die Rohrleitung durch den Beton des Reaktorfundamentes. In diesem Bereich entspricht ihr konstruktiver Aufbau dem der Panzerrohre, die auch bereits beim THTR-300 für Durchbrüche des Primärkreislaufes durch den Spannbetonbehälter eingesetzt werden (Bild 23).

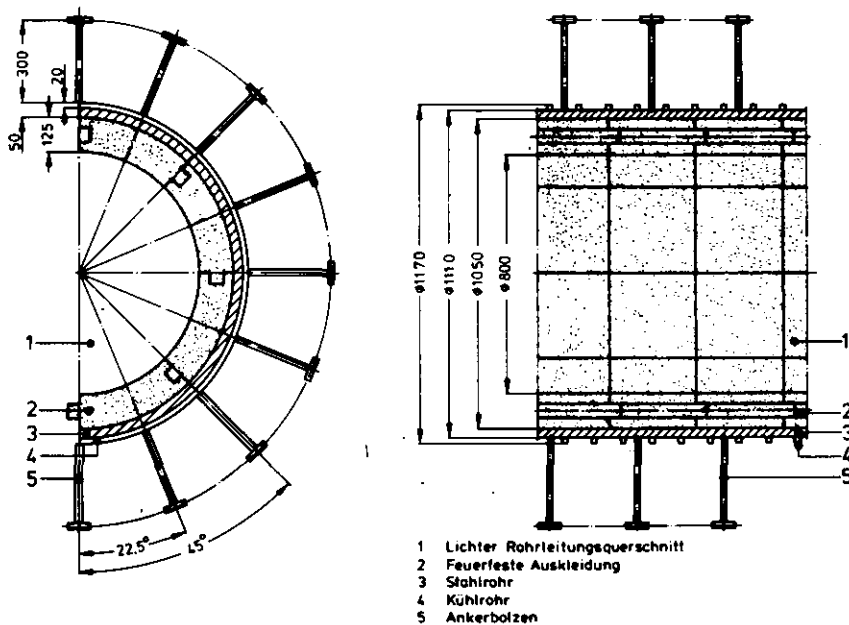


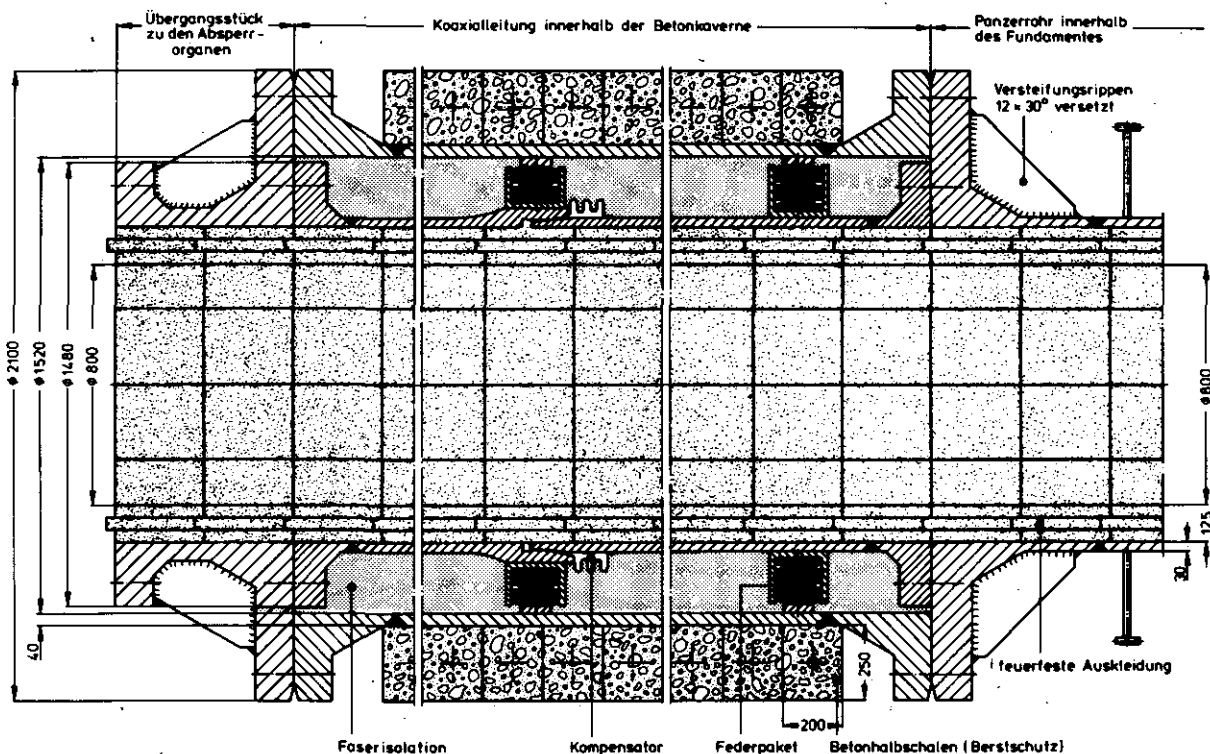
Bild 23:

Aufbau des Panzerrohres im Bereich des Reaktorfundamentes

Das Rohr hat einen inneren, lichten Durchmesser von 1050 mm, so daß unter Abzug einer 125 mm starken Innenisolierung des Stahlrohres für die ausfließenden Brennelemente ein freier Querschnitt mit 800 mm Durchmesser verbleibt. Außen auf dem Rohr sind zur Kühlung Halbrohre spiralförmig aufgeschweißt, die im Normalbetrieb an das Linerkuhlssystem des Reaktors angeschlossen sind. Sie führen die durch die Innenisolation fließende Wärme ab. Das Panzerrohrkuhlssystem besteht aus zwei voneinander getrennten Kreisläufen, und jeweils benachbarte Kühlrohre gehören verschiedenen Systemen an.

Bei Innendruckbeanspruchung stützt sich das Panzerrohr auf dem Beton ab. Sicherheitstechnisch hat es die gleiche Aufgabe wie der Liner, nämlich den gasdichten Abschluß des Primärkreislaufes zu gewährleisten. Es ist mit dem Beton durch ca. 30 cm lange Ankerbolzen kraftschlüssig verbunden, die rasterförmig auf der Aussenseite des Panzerrohres aufgeschweißt sind. Dadurch werden evtl. Bewegungen des Betons auf das Rohr übertragen. Zum Abbau von Spannungsspitzen im Bereich der Öffnung zur Betonkaverne ist im Fundament eine gut verteilte Bewehrung aus Rundstahl vorzusehen. Für die Aufteilung der Stahlverstärkung auf Panzerrohr und Bewehrung wird in /31/ für das Panzerrohr eine Wandstärke von ca.  $1/50$  des lichten Durchmessers vorgeschlagen; sie wird hier auf 30 mm festgelegt und genügt damit auch den Anforderungen für die Wandstärke von Rohren mit 40 bar Innendruck bei einem Außendurchmesser von 1110 mm /32/. Als Werkstoff für das Panzerrohr wird der hochfeste, schweißbare Feinkornbaustahl TT St E 29 (Werkstoff-Nr. 1.0488) vorgeschlagen. Spezielle Werkstoffkennwerte sind in /32/ ausführlich zusammengestellt.

Innerhalb der Betonkaverne ist die bisher einwandige Rohrleitung als Koaxialleitung aufgebaut (Bild 24). Beide Rohrleitungen sind festigkeitsmäßig für einen Innendruck von 40 bar ausgelegt.



**Bild 24:** Koaxialleitung im Bereich der Betonkaverne außerhalb des Reaktorfundamentes

Der Übergang von der bisher im Fundament verlegten Rohrleitung auf Teile außerhalb des Fundamentes erfolgt durch einen Doppelflansch (NW = 1050 mm), der mit der im Beton verlegten Rohrleitung verschweißt wird. Daran werden die beiden Flansche des Koaxialrohres verschraubt, der des Innenrohres (NW = 1050 mm) und des Außenrohres (NW = 1520 mm) und mit Schweißlippen-dichtungen versehen. Das Innenrohr nimmt normalerweise den Primärkreisdruck vollständig auf; seine Wandstärke beträgt hier 30 mm und es stützt sich über Federpakete und Druckplatten auf dem äußeren Rohr ab, das drucklos be-trieben wird und bei Versagen des Innenrohres einen zweiten, gasdichten Pri-märabschluß bildet. Die Federpakete zwischen beiden Rohren sorgen für eine sichere Zentrierung auch beim Ausfließen der Brennelemente und lassen gleich-zeitig bei Erwärmung des Innenrohres eine gewisse Ausdehnung in radialer Richtung zu. Die axiale Wärmedehnung des Innenrohres kann durch Kompensatoren oder Schiebedichtungen ausgeglichen werden. Ihr Einsatz ist nach entsprechen-den praktischen Untersuchungen auch in den Heißgasleitungen von Prozeßwärme-reaktoren vorgesehen. Eine kurze Gegenüberstellung der Vor- und Nachteile beider Kompensationsmöglichkeiten ist in Bild 25 zusammengestellt.

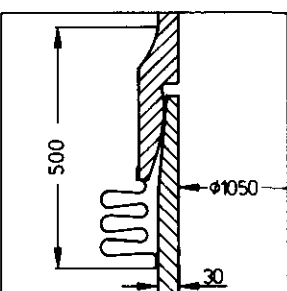
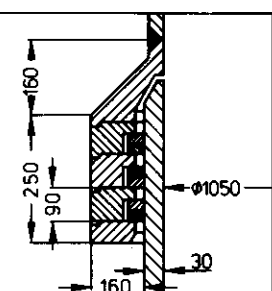
	Kompensator	Schiebedichtung
Skizzen beider Anordnungen		
Vorteile	<ul style="list-style-type: none"> <li>- völlige Gasdichtigkeit</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Kompensation relativ großer Wege bei vergleichsweise geringer Baugröße in axialer Richtung</li> <li>- Aufnahme von radialen Bewegungen</li> </ul>
Nachteile	<ul style="list-style-type: none"> <li>- größere Baulänge</li> <li>- größere Durchmesser als bei Schiebedichtungen erforderlich</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Gefahr des Fressens beim Gleiten der metallischen Oberflächen aufeinander</li> <li>- erhöhter Aufwand für Inspektion</li> </ul>

Bild 25:

Vor- und Nachteile von Kompensator und Schiebedichtung

Das Innenrohr wird gegen unzulässige Überhitzung durch eine 125 mm starke Isolation geschützt, der Hohlraum zwischen Innen- und Außenrohr ist mit ke-ramischer Faserisolation ( $\text{SiO}_2$  bzw.  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) dicht ausgestopft, so daß bei dem hier gewählten Aufbau der Rohrleitung auf eine Wasserkühlung des Außenrohres verzichtet werden kann. Aufgrund der extrem niedrigen Wärmeleitfähigkeit der

verwendeten Faserisolationen ( $\lambda \leq 0,5 \text{ W/mK}$ ) bleibt bei hohen Stopfdichten selbst unter pessimistischen Randbedingungen das Außenrohr praktisch immer kalt.

Um auch ein Bersten dieses Rohres in jedem Fall auszuschließen, wird es zusätzlich noch von Betonhalbschalen fest umschlossen, die durch Schrauben miteinander verspannt werden und die gesamte Rohrlänge zwischen den beiden Anschlußflanschen gegen Bersten sichern. Die Gesamtlänge dieses Rohrleitungsabschnittes beträgt ca. 4 m, der äußere Durchmesser einschließlich des Berstschutzes ca. 2000 mm. An diesen Teil der Rohrleitung schließen sich zum Brennelementaufnahmebehälter hin direkt die Gehäuse von Absperrorgan und Ventilkombination an, die den Primärkreis abschließen. Hinter dem genannten Absperrorgan mit knapp 8 m Einbaulänge verläuft die Rohrleitung noch ca. 2 m innerhalb der Betonkaverne weiter (Bild 20); aus Sicherheitsgründen wird dort dieselbe Konstruktion von Koaxialrohr mit Berstschutz vorgeschlagen wie sie auch vor dem Absperrorgan eingesetzt wird.

Nach ihrem Austritt aus der Betonkaverne verläuft die Rohrleitung innerhalb des Reaktorfundaments als Panzerrohr weiter; jedes der insgesamt 6 Rohrleitungssysteme teilt sich zu einem Hosenrohr zwecks einer gleichmäßigeren Verteilung der Brennelemente im Aufnahmebehälter. Der Aufbau der Rohrleitungskonstruktion hier im Fundament ist mit dem des Panzerrohres zu Beginn des Rohrleitungssystems identisch, jedoch mit dem Unterschied, daß im Bereich hinter der Betonkaverne eine kontinuierliche Wasserkühlung des Panzerrohres während des Normalbetriebes entfällt. Dies erscheint sinnvoll und auch zulässig, zumal in diesem Rohrleitungsabschnitt während des Normalbetriebs des Reaktors praktisch Raumtemperatur herrscht und selbst nach einer Coreschnellentladung die Temperaturen von Rohrleitung und den sie umgebenden Beton durch geeignete, passive Wärmeschutzmaßnahmen nicht unzulässig hoch ansteigen werden. Für mögliche Alternativen in der Werkstoffauswahl sowie für Auslegung, Herstellung und Prüfung der Rohrleitung sei auf DIN 25 408 /33/ sowie gleichwertige Regelwerte verwiesen.

#### 4.4 Stoffwerte für die wärmetechnische Auslegung der Rohrleitung und des Brennelementaufnahmebehälters

Die instationären Temperatúrausbreitungsrechnungen während und nach einer Coreschnellentladung sind für die verschiedenen, radialen Zonen innerhalb

des Rohrleitungssystems sowie für die Auslegung des Brennelementaufnahmebehälters mit Hilfe des Rechenprogramms THERMIX /34/ ermittelt worden. Dieses zweidimensionale Rechenprogramm berücksichtigt neben der Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte auch die zeitlich abnehmende Nachwärmefunktion der Brennelemente. In den folgenden Kapiteln werden die technisch physikalischen Werte der Stoffe aufgeführt, die in späteren, wärmetechnischen Rechnungen verwendet werden.

#### 4.4.1 Kugelschüttung

Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  der Kugelschüttung wird in /34/ durch die nachstehende, lineare Funktion angenähert, die aus einer Mittelung der Funktionen von Zehner/Schlünder mit der von Leyers entstanden ist.

$$\lambda = 1,68 \cdot 10^{-4} \cdot T \quad \text{W/cm grad für } T \geq 250^{\circ}\text{C}$$

Die Abhängigkeit der wahren, spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  von der Temperatur entspricht der aus Kap. 4.4.2. Die Dichte des Brennelementgraphites beträgt  $\rho = 1,75 \text{ g/cm}^3$ , und das Lückenvolumen der Kugelschüttung wird mit  $\epsilon = 0,4$  berücksichtigt.

Die verwendete Nachwärmefunktion ist in Kap. 3.1 beschrieben und wird daher an dieser Stelle nicht weiter behandelt.

#### 4.4.2 Graphit

Als ein mögliches Auskleidungsmaterial der Rohrleitung bzw. des Brennelementaufnahmebehälters wird neben anderen auch Graphit untersucht. Die im Rechenprogramm berücksichtigte, relativ große Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit und der wahren, spezifischen Wärmekapazität ist in Bild 26 bzw. Bild 27 für unbestrahlten Reaktorgraphit dargestellt /35/.

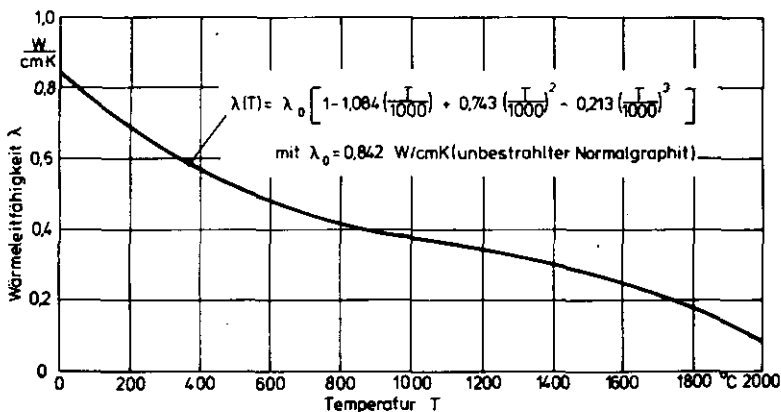


Bild 26:

Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Temperatur bei unbestrahltem Reaktorgraphit

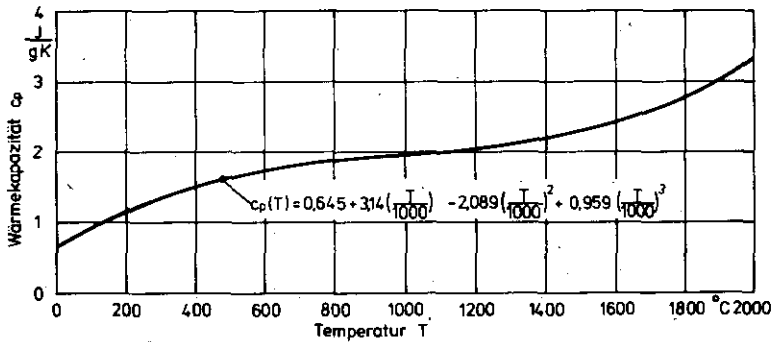


Bild 27:

Abhängigkeit der wahren, spezifischen Wärmekapazität von der Temperatur bei unbestrahltem Reaktor-graphit

Als Dichte des Graphits ist in den Rechnungen  $\rho = 1,75 \text{ g/cm}^3$  eingesetzt worden.

#### 4.4.3 Kohlestein

Die thermischen Stoffwerte von Kohlestein sind ebenfalls temperaturabhängig. Die Dichte ist mit  $\rho = 1,55 \text{ g/cm}^3$  kleiner als die von Graphit. Die wahre, spezifische Wärmekapazität  $c_p$  stimmt in dem untersuchten Temperaturbereich mit der von Graphit (Kap. 4.4.2) recht gut überein. Die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit entspricht der in /15/ (Bild 28).

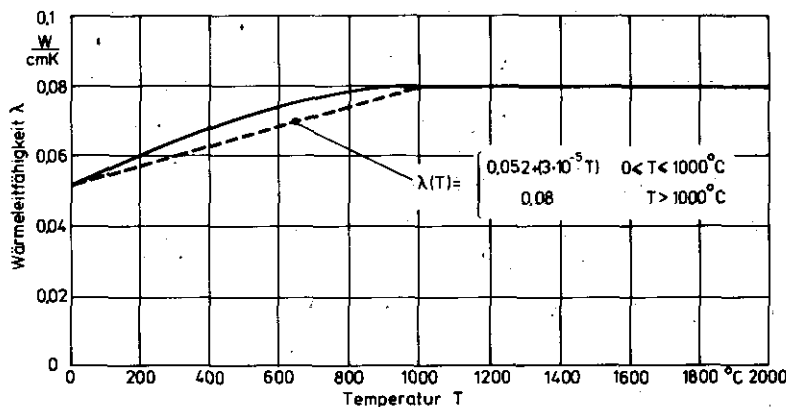


Bild 28:

Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Temperatur bei Kohlestein /15/

#### 4.4.4 Stahl

Als Rohrleitungswerkstoff wird der bereits für den THTR-300 ausreichend erprobte Feinkornbaustahl mit der Bezeichnung TT St E 29 (Werkstoffnr. 1.0488) vorgeschlagen. Die nachstehenden Stoffwerte sind aus /32/ entnommen. Die Wärmeleitfähigkeit ist temperaturabhängig; dies wird durch eine lineare Funktion berücksichtigt (Bild 29).

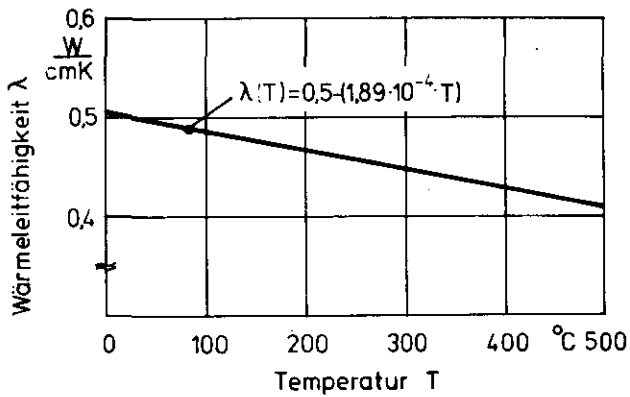


Bild 29:

Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Temperatur bei Stahl

Dichte und wahre, spezifische Wärmekapazität werden als Konstanten eingesetzt:

wahre, spezifische Wärmekapazität  $c_p = 0,5 \text{ J/gK}$   
Dichte  $\rho = 7,84 \text{ g/cm}^3$

#### 4.4.5 Feuerfeste Werkstoffe

Unter feuerfesten Werkstoffen versteht man vorwiegend grobkeramisch hergestellte, nichtmetallische Werkstoffe mit einer Feuerfestigkeit von mindestens  $1500^\circ\text{C}$ . Sie bestehen meist aus oxydischen Verbindungen mit Schmelzpunkten weit oberhalb denen hochwarmfester, metallischer Werkstoffe. Die physikalischen und chemischen Eigenschaften feuerfester Materialien werden hauptsächlich durch die chemische Zusammensetzung des Produktes bestimmt, die ihrerseits von der Art der verwendeten Rohstoffe und deren Verunreinigungen abhängt. Hinzu kommen die Einflüsse durch den Aufbau der Mikrostruktur, Art und Anteil der das Feuerfestprodukt aufbauenden Phasen sowie Art und Umfang der Poren im Gefüge /36/.

Durch Kombinationen der genannten Einflußfaktoren auf die Eigenschaften feuerfester Werkstoffe ist die Bandbreite der zu erzielenden Stoffwerte für einen technischen Einsatzbereich relativ groß. Aus diesem Grund hat man die feuerfesten Erzeugnisse willkürlich nach dem Grenzwert ihres Hauptbestandteils, d.h. nach der chemischen Zusammensetzung, klassifiziert. Dies sind z.B. der  $\text{SiO}_2$ -, der  $\text{Al}_2\text{O}_3$ - oder der  $\text{MgO}$ -Gehalt (Bild 30).

Hinsichtlich des Einsatzbereiches als innere Isolation der Rohrleitung gegen eine unzulässig hohe Temperaturbelastung durch die ausfließenden Brennelemente



Bezeichnung	kennzeichnender Bestandteil Gew.-%	weitere Unterteilung
Silikasteine	$\text{SiO}_2 > 93$	Gütwerte nach Verwendungszweck
Tondinassteine	$93 > \text{SiO}_2 > 85$	nach Feuerfestigkeit
Saure Schamottesteine	$85 > \text{SiO}_2$ $10 \leq \text{Al}_2\text{O}_3 < 30$	Gütwerte nach Verwendungszweck
Schamottesteine	$30 \leq \text{Al}_2\text{O}_3 < 45$	nach $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt und Kegelfallpunkt (SK)
		30-33 30/31 33-37 31-32 37-40 32/33 40-42 33/34 42-44 34
tonerdereiche Steine	$45 \leq \text{Al}_2\text{O}_3 < 56$	nach $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt
hochtonerdehaltige Steine	$56 \leq \text{Al}_2\text{O}_3$	nach dem Hauptrohstoff, z.B. Korund-, Bauxit-, Mullit-, Sillimanitsteine
basische Steine	$\text{MgO} > 80$ $80 > \text{MgO} > 55$ $55 > \text{MgO} > 25$ $25 > \text{MgO}$	Magnetitsteine Magnesitchromsteine Chrommagnetitsteine Chromitsteine
	$\text{Cr}_2\text{O}_3 > 25$ Forsterit Dolomit	Forsteritsteine Dolomitsteine
sonstige Steine		z.B. Zirkonsteine und weitere Typen

Bild 30:

Einteilung der oxydischen, feuerfesten Erzeugnisse /37/

wird die Schamottesteinqualität 1 aus Bild 31 ausgewählt; sie enthält 45%  $\text{Al}_2\text{O}_3$  und hat eine Wärmeleitfähigkeit von  $\lambda = 1,2 \cdot 10^{-2} \text{ W/cm}^\circ\text{C}$ . Um nur einen Überblick über die Bandbreite von z.B. der Wärmeleitfähigkeit einer Stein-sorte, nämlich den hochtonerdehaltigen Feuerfest-Erzeugnissen zu erhalten, sind in Bild 31 die temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten von 4 Stein-qualitäten mit unterschiedlichem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt nebeneinander dargestellt.

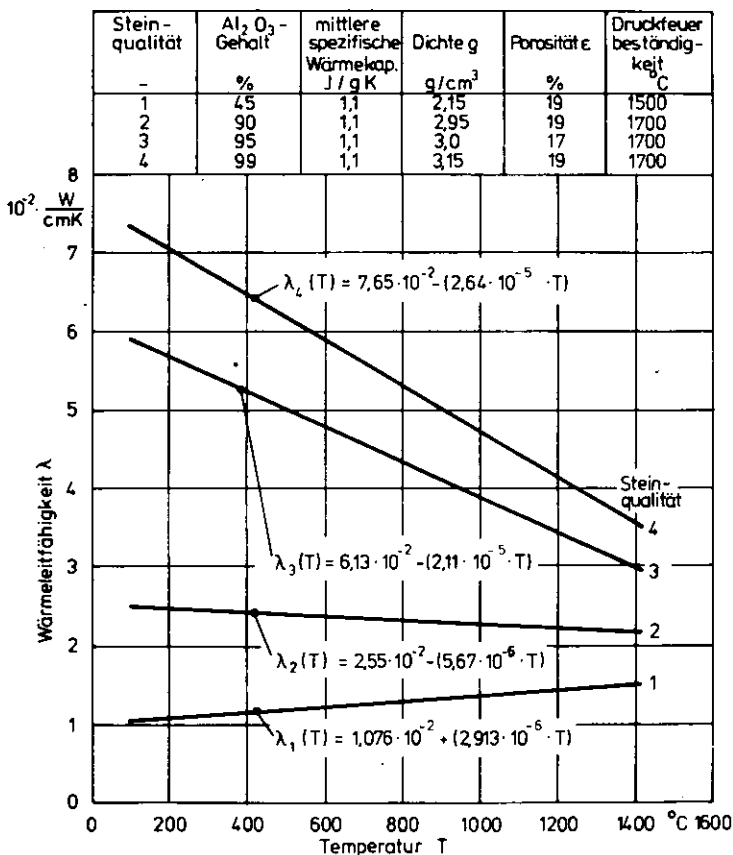


Bild 31:

Vergleich der Stoffwerte verschiedener, hochtonerdehaltiger Feuerfest-Erzeugnisse /38/

Für eine Auskleidung des Brennelementaufnahmebehälters mit feuerfesten Materialien erscheinen dagegen Korundsteine mit relativ hoher Wärmeleitfähigkeit geeigneter, da bei einer Behälterhöhe von ca. 10 m aus Festigkeitsgründen bestimmte Mindestwandstärken erforderlich sind; diese lassen aber bei Steinqualitäten mit niedriger Wärmeleitfähigkeit keine ausreichende Kühlung der Brennelemente mehr zu. In einem solchen Fall wird die Isolationswirkung der keramischen Auskleidung zu groß, so daß sich die Brennelemente nach der Core-schnellentladung im Aufnahmebehälter infolge der Nachwärmeproduktion evtl. weiterhin aufheizen würden. Aus diesem Grund sind für den Brennelementaufnahmebehälter die Steinqualitäten 3 und 4 der Qualität 1 vorzuziehen.

Aus ähnlichen Ausgangsprodukten wie die bisher besprochenen feuerfesten Steine bestehen die feuerfesten Bau- und Reparaturmassen. Es sind Körnungsgemische feuerfester Rohstoffe, die keramisch bzw. chemisch-keramisch abbinden. Sie eignen sich sowohl für Neuauskleidungen als insbesondere auch für Instandsetzungsarbeiten an bereits bestehenden Anlagen. Der Vorteil dieser Massen liegt einmal in der individuellen Anwendbarkeit bei unterschiedlichen Auskleidungswandstärken sowie in der Möglichkeit, komplizierte Bauteile direkt an Ort und Stelle herstellen zu können. Je nach Art der Verfestigung unterscheidet man hydraulisch, chemisch oder keramisch abbindende Massen. Da die beiden zuletzt genannten Bindungsarten ihre eigentliche Festigkeit erst bei relativ hohen Aushärtetemperaturen erhalten, kommen sie als Auskleidungsmaterial für einen Aufnahmebehälter mit einem Durchmesser von ca. 50 m aus verarbeitungstechnischen Gründen praktisch nicht in Frage. Demgegenüber erreichen hydraulisch abbindende Massen bereits bei Raumtemperatur relativ hohe Festigkeitswerte und sind durch Einblasen von z.B. heißer Luft mit ca. 150°C voll aushärtbar. Derartige Massen lassen sich als Stampf-, Gieß-, Anwurf- und Spritzmasse verarbeiten. Daneben kann als vergießbare Isolation auch Feuerleichtbeton eingesetzt werden, der sich gegenüber herkömmlichem Beton durch eine niedrige Dichte und Wärmeleitfähigkeit sowie durch extreme Anwendungstemperaturen bis zu 1600°C unterscheidet. Charakteristische Stoffwerte von hydraulisch abbindenden Massen und Feuerleichtbeton sind in Bild 32 zusammengestellt /38/.

In den durchgeführten Rechnungen werden die Stoffwerte der Masse 3 aus Bild 32 zugrundegelegt.

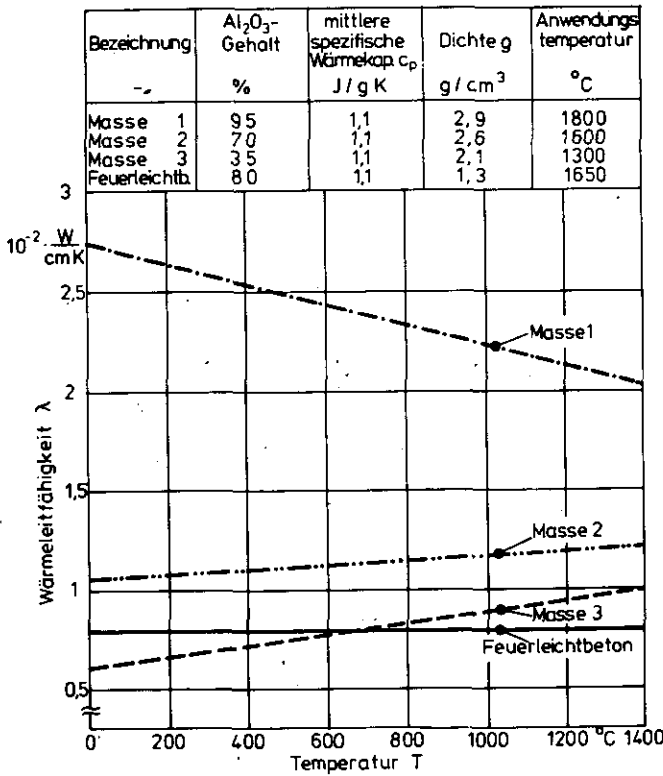


Bild 32:

Stoffwerte von hydraulisch abbindenden Massen und von Feuerleichtbeton

#### 4.4.6 Beton

Beton ist ein künstlicher Stein, der aus einem Gemisch von Zement, verschiedenen Betonzuschlägen und Wasser durch Erhärten des Zement-Wasser-Gemisches entsteht. Je nach der Rohdichte unterscheidet man Leichtbeton  $\rho \leq 2 \text{ g/cm}^3$ , Normalbeton  $2 \text{ g/cm}^3 \leq \rho \leq 2,8 \text{ g/cm}^3$  und Schwerbeton  $\rho \geq 2,8 \text{ g/cm}^3$ . Die unterschiedliche Zusammensetzung des Betons, die Dichte, der Feuchtigkeitsgehalt, die Temperatur und bei schlaff bewehrtem Beton der Stahlgehalt beeinflussen hauptsächlich die Wärmeleitfähigkeit (Bild 33) /39/.

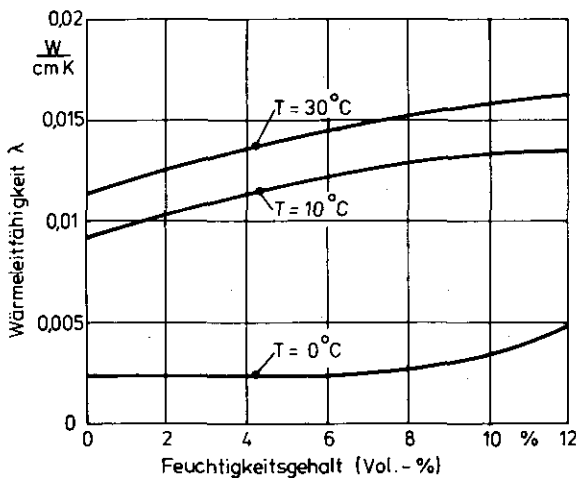


Bild 33:

Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Betons von Feuchtegehalt und Temperatur /39/

Für die Rechnung werden für schlaff bewehrten Beton Stoffwerte verwendet, die aus einem Vergleich mehrerer Literaturwerte stammen /40,41,42,43,44/:

Wärmeleitfähigkeit	$\lambda$	= 0,014 W/cm K
mittlere spezifische Wärmekapazität	$c_p$	= 0,88 J/gK
Dichte	$\rho$	= 2,8 g/cm <sup>3</sup>

#### 4.5 Wärmetechnische Auslegung der Rohrleitung

Wegen der umfangreichen Anforderungen an das gesamte Rohrleitungssystem sind der konstruktive Aufbau und die wärmetechnische Auslegung der Rohrleitung funktionell eng verbunden und nur im direkten Zusammenhang miteinander zu betrachten.

Die Rohrleitung einschließlich des Absperrorgans sind dem Primärkreislauf des Reaktors zuzurechnen und stehen unter 40 bar Innendruck. Im Normalbetrieb des Reaktors ist der gesamte Rohrleitungsquerschnitt vom Absperrorgan bis hinauf zum Kugelabzugsrohr des konventionellen Brennelemententnahmesystems vollständig mit Graphitkugeln ( $d = 6$  cm) ohne Brenn- und Brutstoffanteile, also praktisch "kalten Graphitkugeln" aufgefüllt. Aus diesem Grund ist eine Kühlung der Rohrleitung zur Vermeidung einer unzulässig hohen Temperaturbelastung des sie umgebenden Betons nur direkt nach ihrem Abzweig vom Kugelabzugsrohr sinnvoll, also etwa im Bereich der 60 ° geneigten und ca. 7 m langen Einlaufstrecke der Brennelemente in das Rohrleitungssystem. Um dort eine unzulässig hohe Aufheizung des Betons durch die Wärmeabgabe der abgebrannten Brennelemente und des im Kugelabzugsrohr befindlichen Heliums zu vermeiden, ist eine Zwangskühlung mit Wasserkreislauf vorgesehen; diese kühlt die ersten 12 m der Rohrleitung vom Kugelabzugsrohr in Richtung des Absperrorgans auf Temperaturen um 50° C ab.

Da nach Eintreten eines schweren Störfalls ein gleichzeitiger Ausfall aller Zwangskühlsysteme unterstellt wird, ist die Rohrleitung sowohl gegen die ausfließenden, heißen Brennelemente als auch gegen evtl. heiße Gasströme, die vom Brennelementenaufnahmebehälter infolge Naturkonvektion durch die Rohrleitung nach oben zum Core hinströmen, wärmetechnisch auszulegen.

#### 4.5.1 Ausfließzeit des gesamten Coreinhaltes

Entscheidend für die Höhe der thermischen Belastung von Isolationen, Rohrleitung und Beton ist zunächst die Ausfließzeit des gesamten Coreinhaltes. Sie bestimmt wesentlich die Verweildauer der heißen Brennelemente in der Rohrleitung und damit auch deren Aufheizung mit. Anhaltswerte von Ausfließzeiten derartiger Coreschnellentladungsvorgänge sind aber bisher wegen fehlender Experimente noch nicht verfügbar. Insbesondere können solche Einflüsse wie der des Rohrleitungsdurchmessers, die unterschiedlichen Neigungen und Rohrleitungslängen auf das Kugelfließverhalten nicht annähernd in einer Abschätzung der Ausfließzeit des gesamten Coreinhaltes berücksichtigt werden.

Behandelt man die Brennelemente strömungstechnisch als ein Fluid, was theoretisch gesehen nicht exakt ist aber im Rahmen dieser Untersuchung wegen fehlender, experimenteller Ergebnisse als eine erste Näherung der tatsächlichen Zusammenhänge betrachtet werden soll, so sind Ausfließzeit, -volumen und -geschwindigkeit der Brennelemente durch die nachstehende, rechnerische Beziehung mit dem Rohrleitungsquerschnitt verknüpft:

$$v = \frac{V}{F \cdot t_A}$$

Darin bedeuten

- $v$  = mittlere Ausfließgeschwindigkeit
- $V$  = Ausfließvolumen
- $F$  = Rohrquerschnittsfläche
- $t_A$  = Ausfließzeit des gesamten Coreinhaltes

Da die lichte Weite auf der gesamten Länge der Rohrleitung konstant ist ( $D = 0,8 \text{ m}$ ), und da bei unterstelltem, idealem Ausfließverhalten des Coreinhaltes durch jedes der 6 Rohrleitungssysteme ca.  $100 \text{ m}^3$  Brennelemente fließen, werden die Größen  $F$  und  $V$  der obigen Gleichung als konstant angenommen zu

$$\begin{aligned} F &= \pi r^2 = 0,5 \text{ m}^2 \\ V &= 600 \text{ m}^3 \text{ BE} : 6 = 100 \text{ m}^3 \text{ BE} \end{aligned}$$

Unter Berücksichtigung dieser Konstanten wird die Abhängigkeit der Ausfließzeit  $t_A$  von den Größen  $v$  und  $\dot{V} = V/t$  in Bild 34 dargestellt.

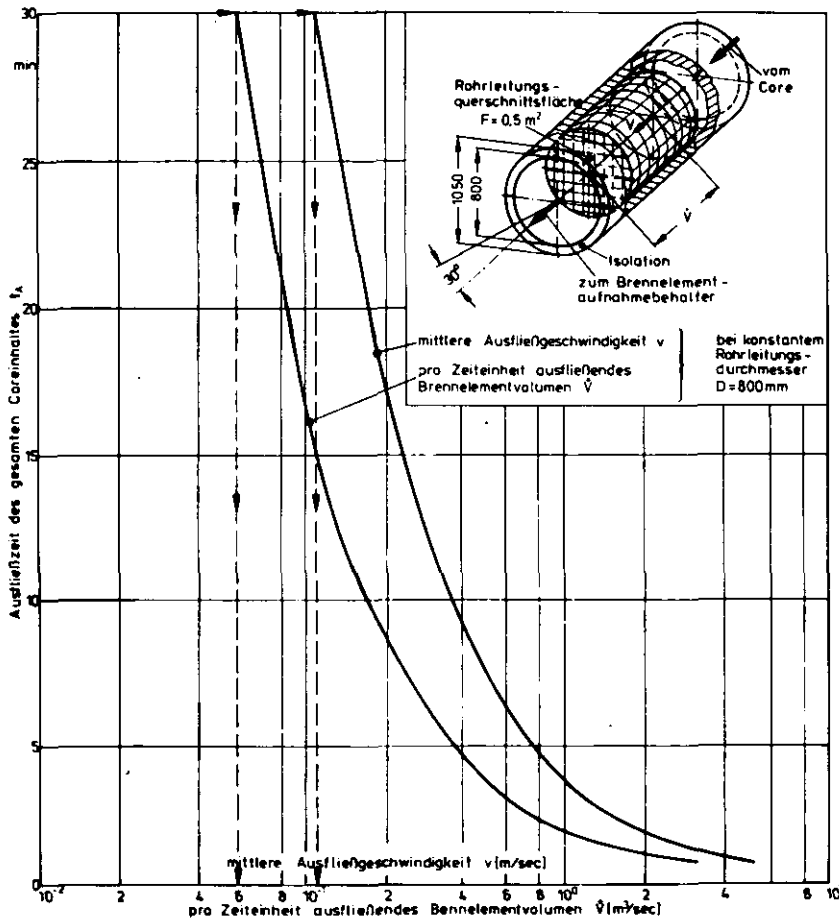


Bild 34:

Abhängigkeit der Ausfließzeit des gesamten Coreinhaltes von der mittleren Ausfließgeschwindigkeit und dem pro Zeiteinheit ausfließenden Brennelementvolumen

Da experimentelle Untersuchungen über die Ausfließzeit fehlen und Schätzungen von Experten zwischen  $10\text{ min} \leq t_A \leq 20\text{ min}$  liegen, wird für die wärmetechnischen Rechnungen eine sehr pessimistische Ausfließzeit von  $t_A = 30\text{ min}$  zugrundegelegt. Dies entspricht einer mittleren Ausfließgeschwindigkeit von  $v = 0,116\text{ m/sec}$  und einem pro Zeiteinheit ausfließenden Brennelementvolumen von  $\dot{V} = 0,0583\text{ m}^3/\text{sec}$ . Beide Werte sind hinsichtlich der geometrischen Verhältnisse von Rohrleitung und Brennelementen extrem niedrig und ergeben hinsichtlich der wärmetechnischen Belastung der Gesamtanordnung hinreichend konservative Werte. /78/

#### 4.5.2 Simulation einer Coreschnellentladung durch eine Rohrleitung

Um eine Coreschnellentladung mit Hilfe eines Rechenprogramms simulieren zu können, ist insbesondere der zeitliche Temperaturverlauf der Brennelemente im Core von Interesse. Wie Bild 35 zeigt, steigt das Temperaturniveau im Core nach einem schweren Störfall mit zunehmender Stillstandzeit der Zwangskühlung ständig an.



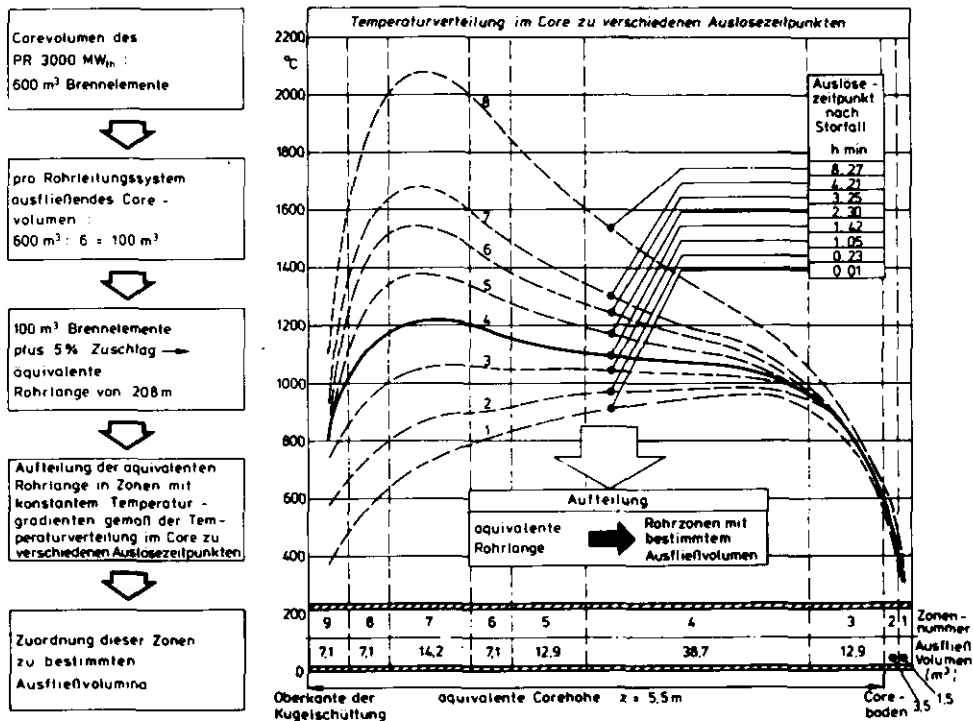


Bild 36:

Formaler Aufbau eines Modells zur Simulation einer Coreschnellentladung

gerechnet. Dadurch ergibt sich eine äquivalente Rohrlänge von 208 m. Diese wird im vierten Schritt - entsprechend der zu einem bestimmten Auslösezeitpunkt der Coreschnellentladung vorliegenden Temperaturverteilung im Core - in Zonen eingeteilt. Diese Zonen entstehen aus verschiedenen großen Teilvolumina, die hier - ausgehend vom Coreboden bis zur Oberkante der Kugelschüttung - von 1 bis 9 durchnummeriert sind. Innerhalb der Zonen besteht aus rechentechnischen Gründen ein lineares Temperaturgefälle, das entweder steigen oder fallen kann; es muß jedoch immer gewährleistet sein, daß die Endtemperatur der n-ten Zone gleich der Anfangstemperatur der n + 1 -ten Zone ist. Daher ist es erforderlich, den gesamten Temperaturverlauf des Cores durch Geradenstücke anzunähern; diesen wiederum entspricht dann jeweils ein bestimmtes Corevolumen im Reaktor. Dem pro Rohrleitung ausfließenden Corevolumen entspricht in der Modellbetrachtung das in 9 Zonen eingeteilte Ausfließvolumen mit einer äquivalenten Rohrlänge von insgesamt 208 m ( fünfter Schritt ).

Unter der Voraussetzung einer während der gesamten Coreschnellentladung konstanten Ausfließgeschwindigkeit verweilen die Zonen im Verhältnis ihrer einzelnen Volumina unterschiedlich lange in jedem Abschnitt der Rohrleitung. Während der Verweildauer einer jeden Zone in der Rohrleitung wird zwischen den Zonenanfangs- und-entemperaturen jeweils linear interpoliert. Auf diese Weise ist es möglich, unterschiedlich große Volumina im Core mit



verschiedenen Temperaturgefällen rechenstechnisch zu verknüpfen und so die thermischen Auswirkungen einer Coreschnellentladung auf eine Rohrleitung quasi durch rechnerische Simulation dieses Vorganges zu erfassen.

#### 4.5.3 Auswahl einer geeigneten Rohrleitungsisolation

Zur Begrenzung der Temperaturbelastung von Rohrleitung und Beton werden insgesamt vier Auskleidungsmöglichkeiten miteinander verglichen. Ihr radialer Aufbau ist in Bild 37 dargestellt.

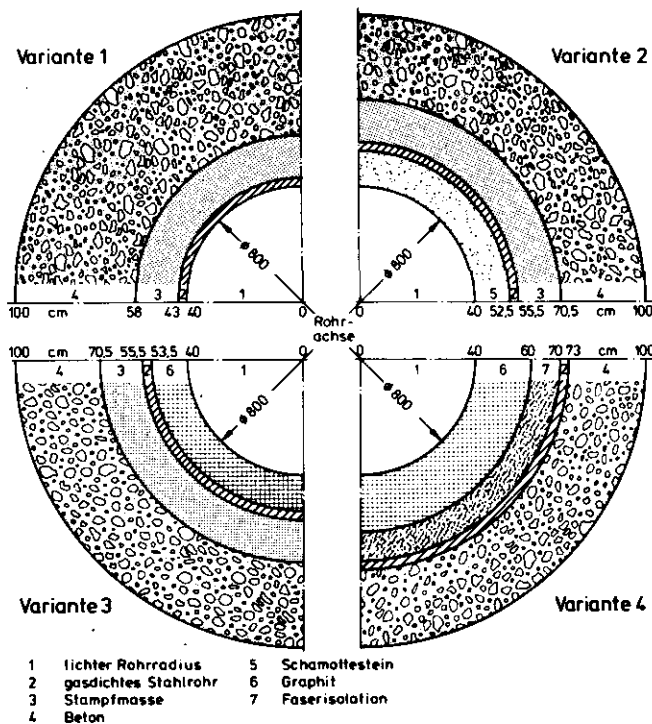


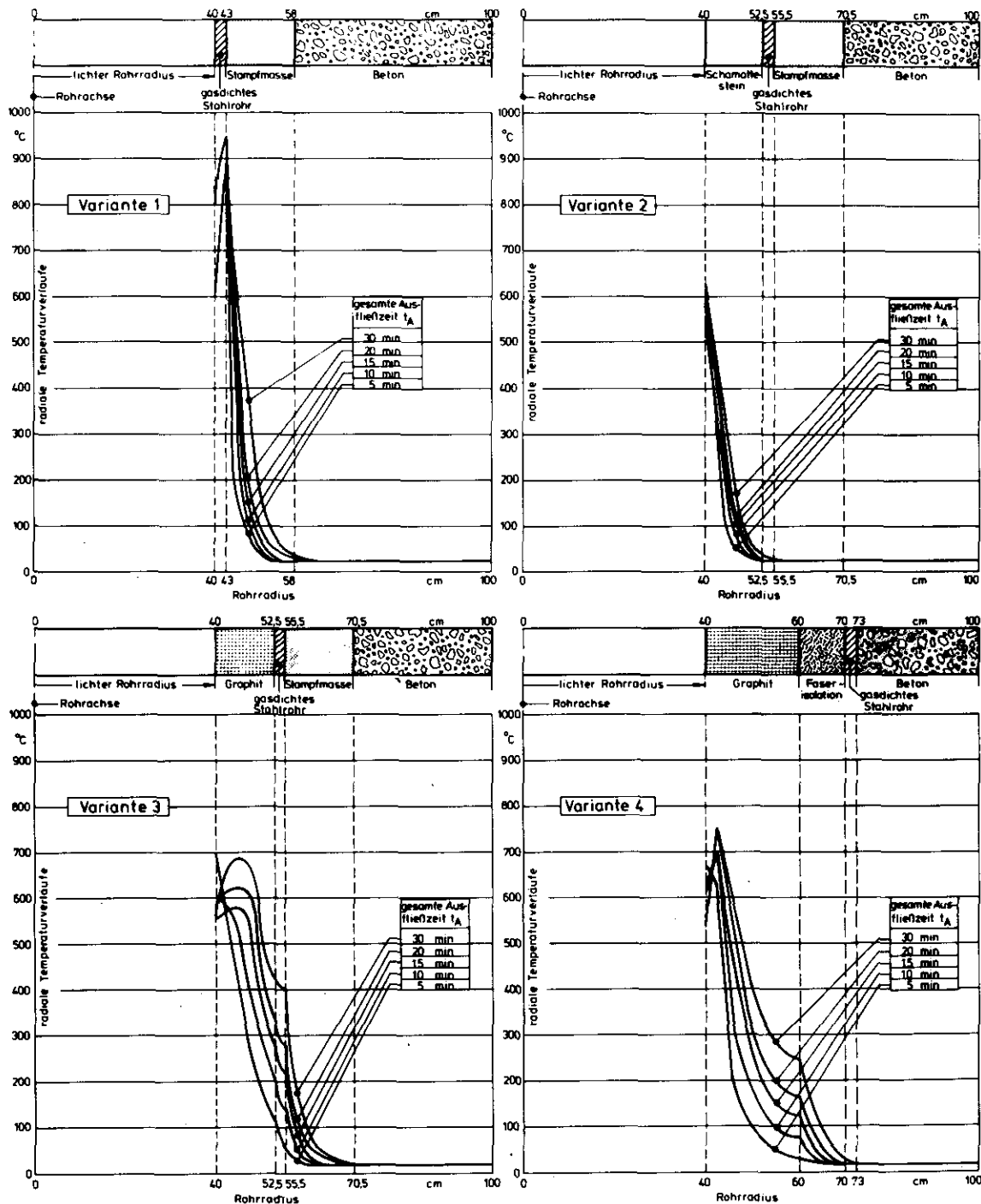
Bild 37:

Aufbau der vier untersuchten Rohrleitungsisolationen

Die vier Isolationen unterscheiden sich hauptsächlich durch die Wahl verschiedener Auskleidungswerkstoffe und -stärken sowie durch ihren radialen Schichtaufbau. Während bei der Variante 1 die ausfließenden Brennelemente direkt mit dem Panzerrohr in Kontakt kommen, wird dies bei den anderen 3 Varianten durch eine Innenauskleidung des Panzerrohres mit Graphit bzw. feuerfesten Steinen verhindert.

Zusätzlich zu der Temperaturbelastung infolge der eigentlichen Coreschnellentladung ist bei der wärmetechnischen Auslegung auch noch die Ausbildung konvektiver Heißgasströme zu berücksichtigen, die evtl. nach dem Entleerungsvorgang zwischen dem Brennelementenaufnahmebehälter und dem Core entstehen können. In dem zuletzt angesprochenen Fall wird insbesondere der schlaff bewährte Beton des Fundamentes thermisch stark belastet, wenn die im Normal-

betrieb vorhandene Kühlung des Panzerrohres als nicht funktionsbereit unterstellt wird. Um trotzdem einen ausreichenden thermischen Schutz des Betons zu gewährleisten, ist bei den Varianten 1 bis 3 eine ca. 15 cm starke Schicht einer feuerfesten Bau- und Reparaturmasse vorgesehen. In Variante 4 dagegen werden die Graphitsegmente, die zum gasdichten Stahlrohr durch keramische Distanzstücke abgestützt werden, mit einer Faserisolation auf keramischer Basis dicht hinterstopft, so daß Stahlrohr und Beton ausreichend kalt bleiben.



**Bild 38:** Radialer Temperaturverlauf in den vier untersuchten Isolationsvarianten ( Parameter: Ausfließzeit des gesamten Coreinhaltes )

Bei der nachfolgenden Auswahl einer geeigneten Rohrleitungsisololation werden die obengenannten, thermischen Belastungsmöglichkeiten ausreichend berücksichtigt. Zunächst ist in Bild 38 der radiale Temperaturverlauf für alle vier Isolationsvarianten nebeneinander dargestellt.

Als Parameter wird die Ausfließzeit des gesamten Coreinhaltes zwischen 5 min und 30 min variiert. Während bei allen vier Isolationen die Betonstruktur praktisch immer auf Raumtemperatur bleibt, differieren jedoch die Temperaturmaxima und die Temperaturgradienten bei gleicher Ausfließzeit in den einzelnen Rohrleitungsschichten erheblich. So steigen bei der Variante 1, die aufgrund ihres einfachen Aufbaus auch die preiswerteste von allen vier Lösungen ist, die Temperaturen des Stahlrohres wegen des direkten Kontaktes mit den Brennelementen örtlich bis auf  $1000^{\circ}\text{C}$  an. Die Temperaturbelastung des Panzerrohres steigt dabei umso mehr, je länger eine tatsächliche Coreschnellentladung dauert und je später sie ausgelöst wird, da mit zunehmender Auslösezeit bei den obengenannten Störfallvoraussetzungen das Temperaturniveau im Core stark ansteigt. Wegen dieser großen Temperaturbelastung des Panzerrohres scheiden aber aus Sicherheitsgründen solche Rohrleitungsaufbauten aus, die keine Innenisolation des Panzerrohres besitzen. Während bei Variante 2 für alle untersuchten Ausfließzeiten ein relativ enges Temperaturband festzustellen ist, das sich zudem nur durch die innere Isolationsschicht zieht, so ist dieses Temperaturband bei den Varianten 3 und 4 jedoch erheblich breiter und setzt sich auch in den nachfolgenden Rohrschichten noch fort. Der Grund für diese im Vergleich zur Variante 2 recht große Aufheizung der gesamten Rohrleitung liegt in der recht hohen Wärmeleitfähigkeit und dem guten Wärmespeichervermögen von Graphit.

In Bild 39 sind die in den 4 Varianten gespeicherten Wärmemengen verglichen.

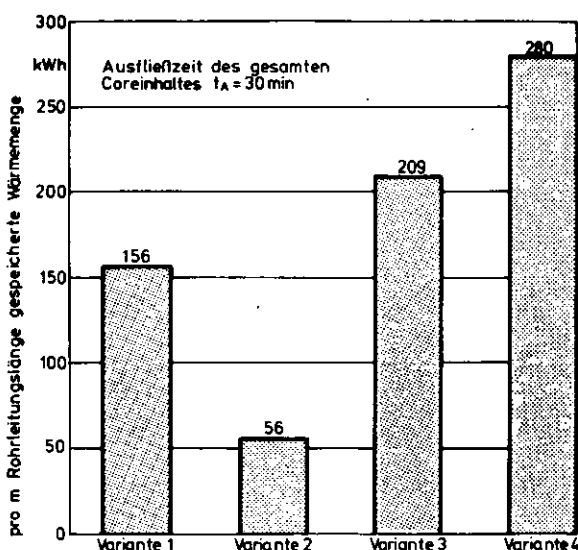
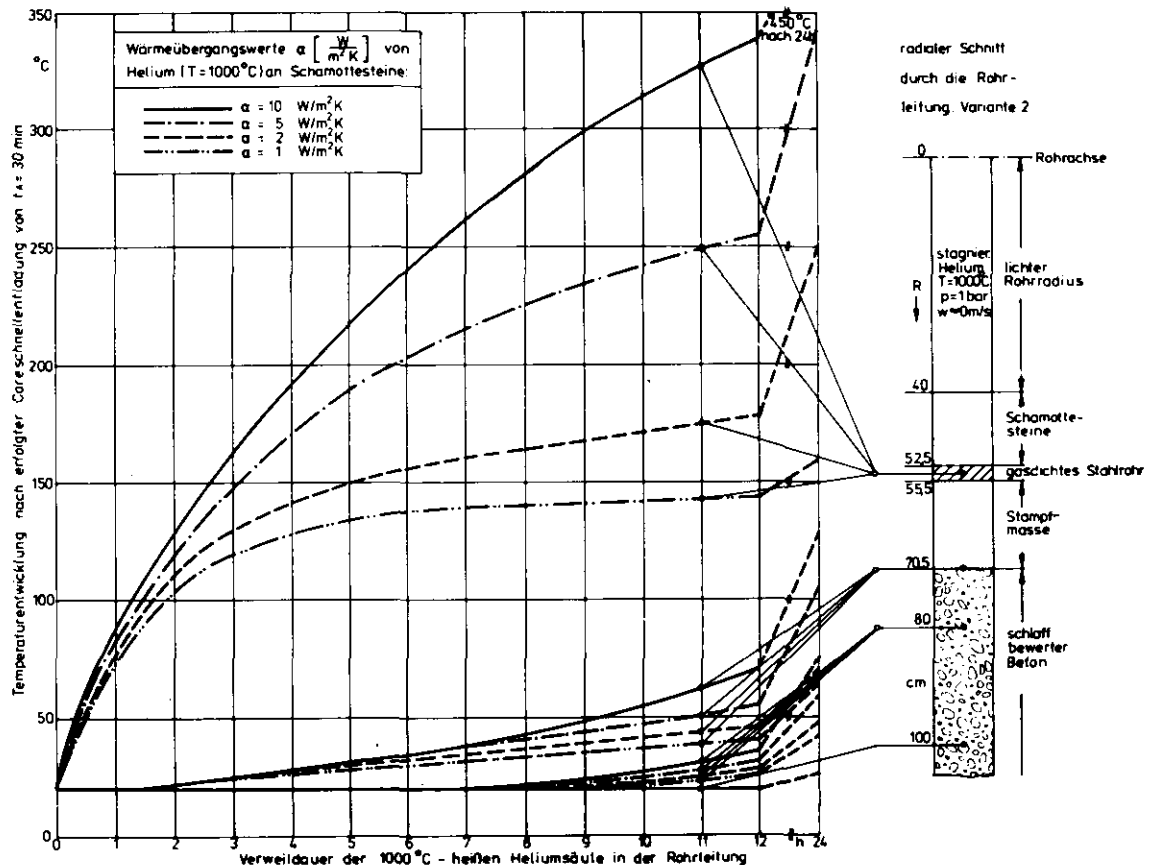


Bild 39:

Gespeicherte Wärmemenge pro 1 m Rohrleitungslänge nach einer Ausfließzeit des gesamten Coreinhaltes von  $t_A = 30$  min

Darin ist deutlich zu erkennen, daß die Varianten 3 und 4 mit einer Innenauskleidung des Panzerrohres aus Graphit pro Meter Rohrleitungslänge ca. 4 bis 5 mal soviel Wärme speichern wie eine Auskleidung mit feuerfesten Steinen (Variante 2). Berücksichtigt man hinsichtlich der thermischen Belastung der Rohrleitung nur die eigentliche Coreschnellentladung -also das Ausfließen der heißen Brennelemente aus dem Core-, so erscheint zunächst eine Auskleidung mit hohem Wärmespeichervermögen sinnvoller als eine mit niedrigem, zumal dann die Brennelemente bereits während des Ausfließvorgangs einen großen Anteil ihrer Wärme an die Rohrleitung abgeben. Läßt man aber nach dem eigentlichen Ausfließen der Brennelemente eine konvektive Heißgasströmung innerhalb des Rohres zu, so reichen die Varianten 3 und 4 trotz einer Hinterfüllung des Panzerrohres mit einer feuerfesten Masse nicht aus, um den Beton des Fundamentes langfristig vor unzulässig hohen Temperaturen zu schützen.

Für den zuletzt genannten Fall bietet nur die Variante 2 der hier untersuchten Isolationen einen langfristigen, ausreichenden Wärmeschutz. Die Ergebnisse einer rechnerischen Parameteruntersuchung sind in Bild 40 dargestellt.



**Bild 40:** Zeitlicher Temperaturverlauf in einem Radialschnitt von Variante 2 infolge einer schwach strömenden, 1000°C - heißen Heliumsäule im Rohrrinnern

Ausgangspunkt für die Rechnung ist dabei der radiale Temperaturverlauf in Variante 2 nach einer Ausfließdauer  $t_A = 30$  min (vgl. Bild 38). Dieser wird dann über mehrere Stunden mit einer  $1000^\circ\text{C}$  -heißen Heliumsäule beaufschlagt, die langsam durch den freien Querschnitt strömt. Der Wärmeübergang des Heliums an die Schamottesteinauskleidung wird durch den Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  bestimmt. Da auf experimentell bestimmte  $\alpha$ -Werte nicht zurückgegriffen werden kann, ergibt eine rechnerische Abschätzung  $\alpha$ -Werte von 2 bis  $5 \text{ W/m}^2\text{K}$ , wobei der Wert  $\alpha = 5 \text{ W/m}^2\text{K}$  extrem pessimistisch ist, da er für eine Strömungsgeschwindigkeit von  $w = 0,5 \text{ m/sec}$  des heißen Heliums gilt, die aber wohl praktisch kaum erreicht wird. Realistische  $\alpha$ -Werte scheinen zwischen 1 und  $2 \text{ W/m}^2\text{K}$  zu liegen, sie sind jedoch durch Experimente noch zu überprüfen.

Anhand der zeitlichen Temperaturverläufe an bestimmten Stellen des Radialschnittes ist zu erkennen, daß weder die thermischen Grenzen des Panzerrohres noch die des schlauffbewehrten Betons überschritten werden. Dies gilt sogar für eine extrem pessimistische Betrachtung mit einer Wärmeübergangszahl von  $\alpha = 5 \text{ W/m}^2\text{K}$  und einer Verweildauer des  $1000^\circ\text{C}$  -heißen Heliums im Rohrrinnern von 12 h. Die Temperatur des Panzerrohres beträgt für den zuletzt genannten Fall  $250^\circ\text{C}$  und die des schlauff bewehrten Betons ( $R = 70,5 \text{ cm}$ ) steigt nur gering über  $50^\circ\text{C}$  an.

Der konstruktive Aufbau dieser Rohrleitungsisolation (Variante 2) sieht dabei folgendermaßen aus:

tragendes Teil ist das Panzerrohr, das im Normalbetrieb von außen wassergekühlt ist. Es ist von einer 15 cm dicken Schicht aus feuerfestem Isolationsmaterial umgeben, die hier als Stampfmasse bezeichnet wird und den schlauff bewehrten Beton gegen Überhitzung schützt. Außen auf dem Panzerrohr sind 30 cm lange Betonanker aufgeschweißt, die die Rohrleitung mit der Stampfmasse und dem Beton fest verbinden. Innen ist das Panzerrohr auf seiner gesamten Länge mit Keramiksteinen ausgekleidet. Die Form eines derartigen, gewölbten Steines zeigt Bild 41.

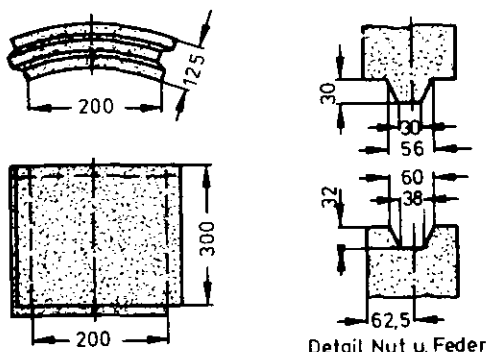


Bild 41:

Formstein zur Innenisolation  
des Panzerrohres

Die mit einer Stärke von 125 mm genormten Steine besitzen Nut und Feder und sind passend für einen lichten Innendurchmesser von 0,8 m gewölbt erhältlich. Mit ihnen wird das Panzerrohr derart ausgekleidet, daß Wärmedehnungen der Steine gegenüber dem Stahlrohr nicht behindert werden. Andererseits dichten sich die Steine durch die allseitige Verzahnung von Nut und Feder untereinander relativ gut ab, so daß nur geringe Konvektionsströme in den Fugen zwischen den Steinen und dem Panzerrohr erwartet werden können. Dieser Effekt wird zusätzlich noch durch Abstützringe unterdrückt, die im Abstand von jeweils 4 bis 5 Steinhöhen -also ca. je 1 m auseinander- auf der Innenseite des Panzerrohres aufgeschweißt sind. Diese Abstützringe sind ca. 15 mm hohe, senkrecht zur Rohrachse auf dem gesamten, inneren Panzerrohrumfang aufgeschweißte Blechstreifen, die ein Verrutschen der Isolationssteine in dem  $30^{\circ}$  geneigten Rohr verhindern sollen. Zusätzlich sind gleichmäßig auf diesem Stützring Halteklammern angebracht, die zwischen Nut und Feder der Isolationssteine eingreifen und die Montage und Demontage der Isolation erleichtern sollen. Das Verrutschen der Steine innerhalb des geneigten Rohres wird jedoch hauptsächlich durch die Stützringe selbst verhindert. Die Anbringung dieser Stützringe hat dabei derart zu erfolgen, daß die Stützringe nur ca.  $10 \pm 15$  mm in den senkrecht zur Rohrachse stehenden Teil der Fuge zwischen Nut und Feder zweier, in axialer Richtung benachbarter Isolationssteine eingreifen. In den steileren Rohrleitungsabschnitten ist die axiale Teilung zwischen zwei Stützringen hinsichtlich einer sicheren Lage der Isolationssteine entsprechend zu verkleinern. Der konstruktive Aufbau der Steine verhindert ein Einstürzen der Isolation nach innen und damit auch die Gefahr, daß größere Teile der Isolation den Brennelementfluß während der Coreschnellentladung hemmen oder sogar unterbrechen können.

## 5. ABSPERRORGANE

### 5.1 Auswahl eines geeigneten Absperrorgans

Das Absperrorgan befindet sich etwa in der Mitte jeder der 6 Rohrleitungen des Coreschnellentladungssystems. Es ist in einer Betonkaverne im Fundament angeordnet, die von außen durch eine Schleuse zugänglich ist. Die Abmessungen und die Ausrüstung der Betonkaverne sind so ausgelegt, daß darin Montage und Inspektion vorgenommen werden können.

Die Aufgabe des Absperrorgans ist zweigeteilt: einmal soll es eine mechanische Sperre sein, die ein Ausfließen der in der Rohrleitung befindlichen Graphitkugeln und insbesondere des Coreinhalts während des Normalbetriebs unbedingt verhindert; zum anderen muß der Primärkreis mit 40 bar Innendruck sicher abgedichtet werden, so daß in jedem Fall durch evtl. Fehlbedienen des Absperrorgans eine ungewollte Druckentlastung ausgeschlossen wird.

Berücksichtigt man zusätzlich noch die Forderung einer Wiederholprüfbarkeit während des Reaktorbetriebes, so scheint eine Aufteilung des gesamten Absperrorgans in einen Teil mit nur mechanischer und einen anderen mit nur gasdichter Absperrfunktion unumgänglich zu sein.

#### 5.1.1 Mechanisches Absperrorgan

Das mechanische Absperrorgan dient dazu, den Rohrleitungsquerschnitt ( $D=0,8m\varnothing$ ) für die davor anstehende Säule aus Graphitkugel ( $d=6\text{ cm } \varnothing$ ) während des Normalbetriebes dauerhaft zu blockieren. Nur nach einem schweren Störfall mit z.B. nachfolgender, kontinuierlicher Coreaufheizung wird das mechanische Absperrorgan nach vorangegangener, langsamer Druckentlastung des Primärkreises vollständig geöffnet. Damit beginnt gleichzeitig das Ausfließen der Brennelemente aus der Corekaverne. Das hier einzusetzende Absperrorgan soll heliumdurchlässig sein, um die Führungen und Lager während des Anfahrvorganges nicht durch eine zu hohe, einseitige Druckbeaufschlagung zu belasten.

Insbesondere wegen der Forderung nach Wiederholprüfbarkeit während des Normalbetriebes scheiden praktisch alle aus der Anlagentechnik bekannten und bereits erprobten Absperrorgane aus. Darunter fallen z.B. Steckscheiben oder

Blenden, über Hebel zu betätigende Klappen sowie Berstscheiben /45,46,47/. Auch Sonderkonstruktionen, die anfänglich für die hier beschriebene Aufgabe entworfen worden sind, scheiden teils aus Gründen einer fertigungstechnisch zu aufwendigen Konstruktion oder aus Gründen einer nur begrenzt durchführbaren Wiederholungsprüfung des Absperrorgans in der Störfallstellung aus ( Bild 42 ).

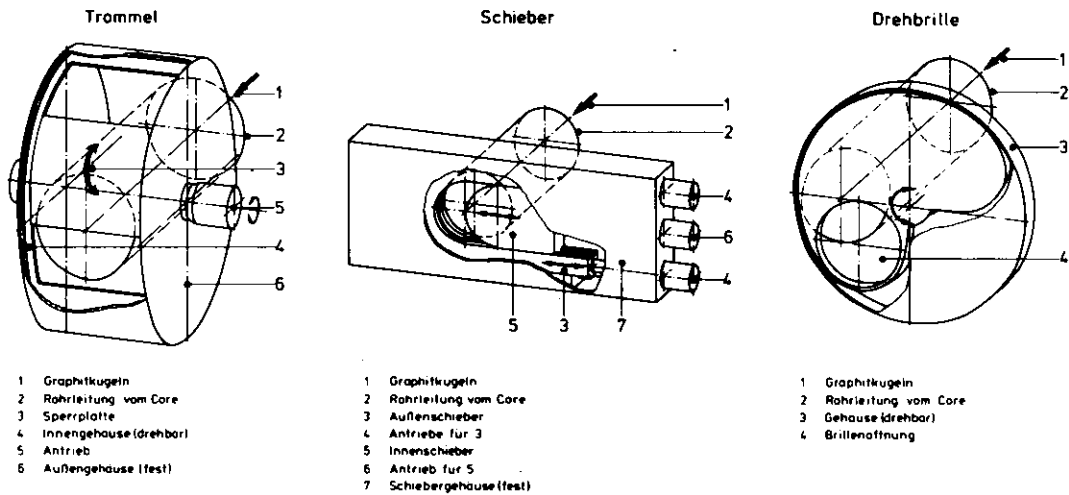
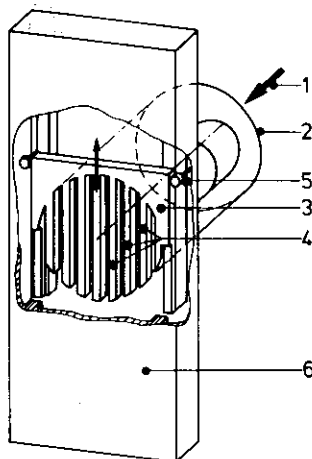


Bild 42: Sonderkonstruktionen /48/

Die bisher einzige, allen Anforderungen gerecht werdende Konstruktion scheint die eines zweiteiligen Absperrechen zu sein. Das Funktionsprinzip soll kurz anhand von Bild 43 beschrieben werden. Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist darin nur einer der beiden Rechen dargestellt.



- 1 Graphitkugeln
- 2 Rohrleitung vom Core
- 3 Steg von oben in den
- 4 Stäbe Rohrleitungsquerschnitt
- 5 Führung einfahrender Rechen
- 6 Gehäuse (fest)

Bild 43:  
Absperrechen ( schematischer Aufbau )



Der wichtigste Teil dieses Absperrorgans sind zwei Rechen, die von oben und unten in den Rohrquerschnitt hineinfahren. Jeder Rechen besteht aus mehreren Stäben, die an einem Steg befestigt sind. Die Rechen können jeweils einzeln um den Hub des Rohrleitungsdurchmessers verfahren werden.

Im Normalbetrieb sind beide in den gesamten Rohrleitungsquerschnitt eingefahren. Die Stäbe beider Rechen stehen gegeneinander gerichtet in einer Ebene senkrecht zur Rohrleitungsachse. Die Konstruktion ist so ausgelegt, daß in die Lücke zwischen zwei Stäben eines Rechens genau ein Stab des gegenüberliegenden, zweiten Rechens eingreift.

Durch eine festigkeitsmäßig konservative Auslegung und eine spezielle Profilierung der den Graphitkugeln zugewandten Seite der Stäbe ist es möglich, abwechselnd einen der beiden Rechen vollständig aus dem Rohrleitungsquerschnitt herauszuziehen und anschließend wieder hereinzufahren. Der seitliche Abstand zwischen zwei Stäben eines jeden Rechens ist dabei so bemessen, daß zwar der Stab des gegenüberliegenden Rechens in diese Lücke hineinpaßt, aber dennoch ein Hindurchfallen auch nur einzelner Graphitkugeln ausgeschlossen werden kann /79/.

Der Hauptvorteil dieses Absperrrechens gegenüber anderen Absperrorganen ist die Möglichkeit der Wiederholprüfbarkeit in der Störfallstellung. Darunter ist zu verstehen, daß jeder Rechen einzeln unter der Last der anstehenden Säule aus Graphitkugeln um den gesamten Hub des Rohrquerschnittes von 800 mm während des Normalbetriebes des Reaktors verfahren werden kann.

Bei einer Coreschnellentladung wird der Absperrrechen erst nach vorausgegangener Druckentlastung des Primärkreislaufes, also nach dem Öffnen aller Ventile in der jeweiligen Rohrleitung, entriegelt. Das Herausziehen beider Rechen aus dem Rohrleitungsquerschnitt leitet den eigentlichen Ausfließvorgang der Brennelemente ein. Um ein ungleichmäßiges Entleeren des Cores und damit auch eine ungleichmäßige Verteilung der Brennelemente im Aufnahmebehälter zu vermeiden, muß durch eine entsprechende Leittechnik in jedem Fall dafür gesorgt werden, daß die Querschnitte aller sechs Rohrleitungen zum gleichen Zeitpunkt freigegeben werden. Sollten dennoch auf Anforderung Störungen an einem Absperrorgan auftreten, so daß z.B. ein Ventil nicht öffnet oder ein Rechen nicht entriegelt und aus dem Rohrleitungsquerschnitt gefahren werden kann, so ist durch entsprechende Dimensionierung des Brennelemente-aufnahmebehälters auch ein Ausfließen des Coreinhaltes durch nur drei der insgesamt sechs Kugelabzugsrohre des PR 3000 MW<sub>th</sub> noch möglich.

### 5.1.2 Gasdichtes Absperrorgan

Den gasdichten Abschluß des Primärkreislaufes in jedem der sechs Rohrleitungssysteme übernimmt ein aus drei hintereinandergeschalteten Ventilen bestehendes, gasdichtes Absperrorgan. Als Ventile werden dabei Keilschieber verwendet, die bereits unter vergleichbaren Bedingungen mit allerdings wesentlich kleinerer Nennweite für einen Einsatz in der Brennelement-Beschickungsanlage von HTR's mit kugelförmigen Brennelementen in umfangreichen Experimenten getestet worden sind /49/. Die Hauptkomponenten und -abmessungen eines derartigen Keilschiebers mit 800 mm lichter Weite und einem nur einwandigen Gehäuse sind in Bild 44 dargestellt.

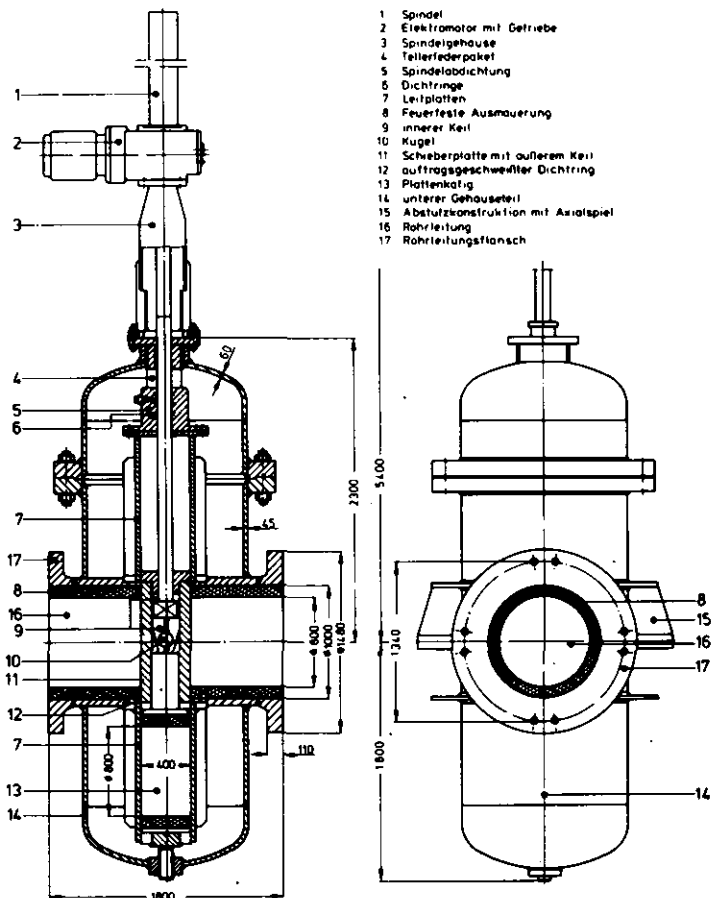


Bild 44:

Querschnitt eines  
Keilschiebers mit  
800 mm lichter Weite

Der Vorteil eines Keilschiebers gegenüber anderen Schieberkonstruktionen beruht auf dem sog. "Keil im Keil-Prinzip". In der Zu-Stellung des Schiebers werden die keilförmigen Schieberplatten, zwischen denen sich wiederum zwei Keilstücke befinden, über eine Kugel auf Dichtsitze gedrückt und dichten den Primärkreis zuverlässig ab. Da die Keilstücke mit den Schieberplatten einen nicht selbsthemmenden Keil bilden, ist es möglich, die Schieberplat-

ten auch bei stark wechselnden Beanspruchungen noch leicht zu lösen. Beim Öffnen werden die Schieberplatten bereits nach kurzem Gleitweg durch seitliche Führungsleisten von den Sitzflächen im Gehäuse abgehoben. Gleichzeitig wird ein kurzer Rohrabschnitt, der ebenfalls eine lichte Weite von 800 mm hat, in die frühere Stellung der Schieberplatten heraufgezogen. Dieser bewegliche Rohrleitungsabschnitt, der ca. 400 mm lang ist und sich bei geschlossenem Keilschieber im unteren Teil des Gehäuses befindet, ergänzt die beiden innerhalb des Schiebergehäuses festliegenden und bisher durch die Schieberplatten getrennten Rohrleitungsabschnitte zu einer durchgehenden Rohrleitung gleicher, lichter Weite. Der Keilschieber ist auf der gesamten Einbaulänge mit feuerfesten Steinen ausgemauert. Plattenkäfig und Schieberplatten werden zwischen zwei Leitplatten geführt. Gehäuse, Haube und Plattenkäfig sind aus warmfestem Stahl 13 CrMo44 (Werkstoff-Nr. 1.7335) /50/ gefertigt, die Schieberplatten aus hitzebeständigem Stahl und die Leitplatten aus warmfestem Grauguß. Schieberstange und Druckrohr bestehen aus X10 CrNiTi189 (Werkstoff-Nr. 1.4541) /51/. Die Abdichtung der Schieberplatten erfolgt mit Hilfe einer 30-35 mm auftragsgeschweißten Dichtung aus Stellite 6. Als Antrieb kann ein Elektromotor mit einer Leistung von 16 kW vorgesehen werden, der den Schieber bei einer Druckdifferenz von 40 bar in 2,6 min öffnen würde. Die Kosten für einen derartigen Schieber mit Elektroantrieb belaufen sich auf ca. 300.000,- DM (Preisbasis: März 1978) /52/.

In der bisher gezeigten Darstellung mit einwandigem Gehäuse und Elektroantrieb beträgt die Einbauhöhe 7200 mm über alles, die Einbaulänge ca. 1800 mm. Sieht man aus Sicherheitsgründen ein doppelwandiges Keilschiebergehäuse vor, so wird sich aus konstruktiven und prüftechnischen Gründen die Einbaulänge um ca. 800 mm vergrößern. Gleichzeitig kann die Einbauhöhe auf insgesamt ca. 6 m reduziert werden, wenn man anstelle des Elektromotors einen Hydraulikantrieb verwendet. Eine prinzipielle Anordnung aller Absperrorgane innerhalb einer der 6 Rohrleitungen zeigt Bild 45.

Die hier eingesetzte Ventilkombination besteht aus drei hintereinander geschalteten Einzelventilen, deren Zwischenräume evakuiert sind. Eine derartige Dreierkombination erlaubt das Verfahren jeweils eines Ventils im Normalbetrieb des Reaktors, während die beiden restlichen, geschlossenen Ventile den sicherheitstechnisch erforderlichen, doppelwandigen Abschluß des Primärkreises zum Containment hin bilden. Soll im Falle einer Wiederholungsprüfung z.B. das Ventil V3 geöffnet werden, so wird zuerst der Zwischenraum zwischen V3 und V2 mit Helium bis zu einem Druck von 40 bar gefüllt. Nach dem Druckausgleich gegenüber dem Primärkreis wird V3 geöffnet, während dann V2 und V1 den Primärkreis doppelwandig absperren. Nach dem Schließen von V3 wird

das Helium zwischen V3 und V2 mit Hilfe von Pumpen abgesaugt und der Hohlraum anschließend wieder evakuiert. Das Vakuum in den beiden Hohlräumen zwischen V1 und V2 bzw. V2 und V3 dient zur Leckagemessung der gesamten Ventilkombination einmal zum Core und auch zum Brennelementenaufnahmebehälter hin. Die Einzelprüfungen der Ventile V2 und V1 finden im Normalbetrieb ebenso in drucklosem Zustand statt.

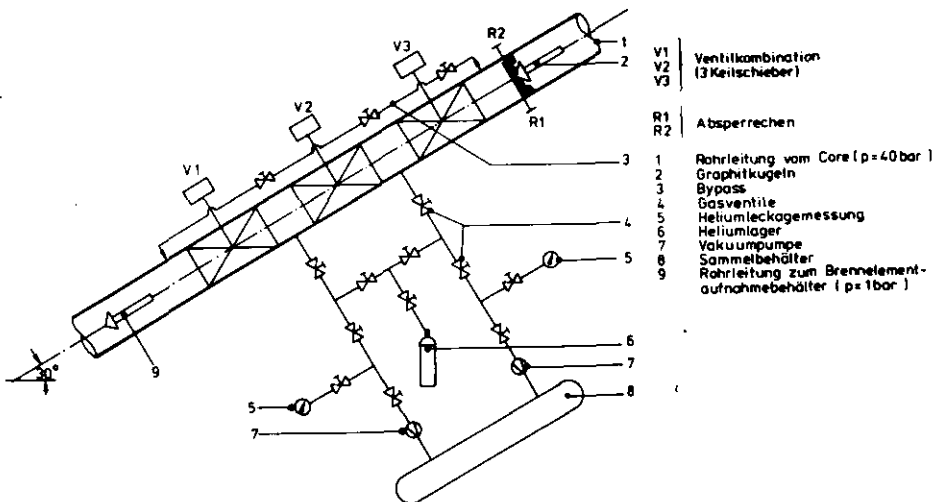


Bild 45:

Prinzipielle Anordnung von Absperrechen und Ventilkombination innerhalb der Rohrleitung

Bei einer Coreschnellentladung ist vor dem eigentlichen Ausfließen der Brennelemente eine langsame Druckentlastung des Primärkreislaufes vorzunehmen. Dazu stehen - je nach der endgültigen Ausführung des Systems - zwei alternative Möglichkeiten zur Verfügung: einmal kann diese Druckentlastung über eine parallel zur Ventilkombination geschaltete Bypasstrecke erfolgen, so daß die Ventile wie bei den Inspektionsprüfungen im Normalbetrieb in drucklosem Zustand geöffnet werden können. Andererseits ist auch eine Druckentlastung durch eine spaltweise Öffnung der Ventilkombination unter dem vollen Differenzdruck von  $\Delta p = 40$  bar zwischen Core und Brennelementenaufnahmebehälter möglich.

Beide Möglichkeiten einer Druckentlastung werden im anschließenden Kapitel näher besprochen.

### 5.1.3 Druckentlastung des Primärkreislaufes

Im Gegensatz zu einer plötzlichen Druckentlastung des Primärkreises als Folge des Abrisses einer Hauptkühlmittelleitung zwischen Core und Dampferzeuger wird die direkt vor der Coreschnellentladung durchzuführende Druckentlastung absichtlich und langsam durchgeführt. Der zuerst genannte Fall wird in der Literatur auch als "2-F-Bruch" oder Guillotinebruch bezeichnet.

Weil dabei kurzfristig der am Primärkreis größtmögliche Leckquerschnitt ( $= 2 \times$  Querschnittsfläche der Koaxialleitung) freigegeben wird, gilt dieser hypothetische Störfall von allen denkbar möglichen Druckentlastungsvorgängen als der mit den wahrscheinlich folgeschwersten Auswirkungen auf die Primärkreiskomponenten /53/.

Rechnerische Untersuchungen am Beispiel der Prozeßwärmereaktoren PR 500 MW<sub>th</sub> und PR 3000 MW<sub>th</sub> haben gezeigt, daß durch eine Segmentierung der Heißgas- und unteren Kaltgassammelkammer entsprechend der Loopzahl des Reaktors die pro Zeiteinheit direkt ausfließenden Leckmassenströme gedrosselt werden können. Dadurch treten in den gefährdeten Primärkreiskomponenten nur geringe Druckgradienten auf, so daß während des gesamten Druckentlastungsvorganges die gefährdeten Bauteile nicht überdurchschnittlich hoch belastet werden. Die Druckgradienten sind dabei umso kleiner, je größer die Loopzahl des Reaktors ist und je kleiner das Verhältnis von Leckquerschnitt zu Primärkreiskühlmittelinventar ist.

Dagegen wird bei einer Coreschnellentladung eine gewollte, langsame Druckentlastung des Primärkreises vorgenommen. Da das ausströmende Helium durch die Rohrleitung des Coreschnellentladungssystems in den Brennelementaufnahmebehälter und von dort weiter ins Containment strömt, soll dieser Druckentlastungsvorgang langsam durchgeführt werden, um die Isolation der Rohrleitung und die Einbauten des Aufnahmebehälters zu schonen.

Die Dauer eines Druckentlastungsvorganges hängt hauptsächlich vom Anfangsdruck und der pro Zeiteinheit ausströmenden Heliummasse ab und diese wiederum vom freien Ausströmquerschnitt und von den Stoffwerten des ausströmenden Gases. Im Fall einer kontrollierbaren Druckentlastung können durch eine geeignete Wahl des freien Ausströmquerschnittes praktisch beliebig lange Druckausgleichszeiten verwirklicht werden.

Um einen derartigen, kontrollierten Druckentlastungsvorgang in seinem Gesamtverlauf abzuschätzen, sind die beiden Grenzfälle des adiabaten und isothermen Überströmens anhand von Gleichungen aus /54/ überschlägig berechnet worden:

I: adiabates Überströmen

$$P_R(t) = P_{R0} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{\kappa - 1}{2} \cdot \frac{\dot{m}_{R0}^*}{\dot{m}_{R0}} \cdot t\right)^{\frac{2 \cdot \kappa}{\kappa - 1}}}$$

## II: isothermes Überströmen

$$P_R(t) = P_{R0} \cdot e^{-\frac{\dot{m}_{R0}^*}{m_{R0}} \cdot t}$$

mit 
$$\dot{m}_{R0}^* = F \cdot \psi^* \cdot \sqrt{\frac{2M}{a} \cdot \frac{P_{R0}^2}{T_{R0}}}$$

und 
$$\psi^* = \sqrt{\frac{\kappa}{\kappa-1} \cdot \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{2}{\kappa-1}}}$$

Darin bedeuten:

$P_R(t)$  = zeitlicher Druckverlauf im Primärkreis

$P_{R0}$  = Druck im Primärkreis bei  $t \leq 0$  sec, d.h. vor dem Druckentlastungsvorgang

$\kappa$  = Molwärme idealer Gase

$\dot{m}_{R0}^*$  = Helium-Massenstrom zu Beginn der überkritischen Ausgleichsströmung

$m_{R0}$  = die im Primärkreis zur Zeit  $t \leq 0$  sec befindliche Heliummasse

$t$  = Zeit während des Druckentlastungsvorganges

$F$  = gesamter, freier Ausströmquerschnitt

$\psi^*$  = Maximum der Durchflußfunktion  $\psi$  beim Laval-Druckverhältnis

$M$  = Molgewicht von Helium

$a$  = allgemeine Gaskonstante

$T_{R0}$  = mittlere Temperatur des Heliums im Primärkreis bei  $t \leq 0$  sec

Unter der Annahme eines überkritischen Ausströmvorganges wird der Gültigkeitsbereich beider Gleichungen zu kleinen Drücken hin durch die Beziehung

$$P_R(t) \geq 2,5 \cdot \left( \frac{\kappa+1}{2} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \quad (\text{bar})$$

begrenzt. Für den Wert  $\kappa = 1,66$  von Helium errechnet man eine untere Gültigkeitsgrenze der Gleichungen von 5,2 bar. Zwischen diesem Druck und dem sich später einstellenden Ausgleichsdruck zwischen Primärkreis und Containment von ca. 3 bar sind die Strömungsverhältnisse unterkritisch.

Das adiabate Oberströmen (I) führt unter der Annahme des reibungsfrei ausströmenden Heliums zum schnellstmöglichen Druckausgleich und stellt so die pessimistische, untere Grenze eines realen Expansionsverlaufes dar. Dagegen wird beim isothermen Oberströmen (II) angenommen, daß das expandierende Gas sich durch den Entspannungsvorgang nicht abkühlt. Diese Annahme gilt gegenüber dem in der Praxis zu erwartenden Verhalten des Gases als sehr konservativ, so daß ein tatsächlich vorherrschender Druckverlauf zwischen den beiden rechnerisch ermittelten liegen wird. In Bild 46 sind die berechneten Druckverläufe für verschieden große Ausströmquerschnitte dargestellt, und zwar für einen Druckentlastungsvorgang, der 1 h 42 min nach Ausfall jeglicher Nachwärmeabfuhrsysteme an einem PR 3000 MW<sub>th</sub> durchgeführt wird.

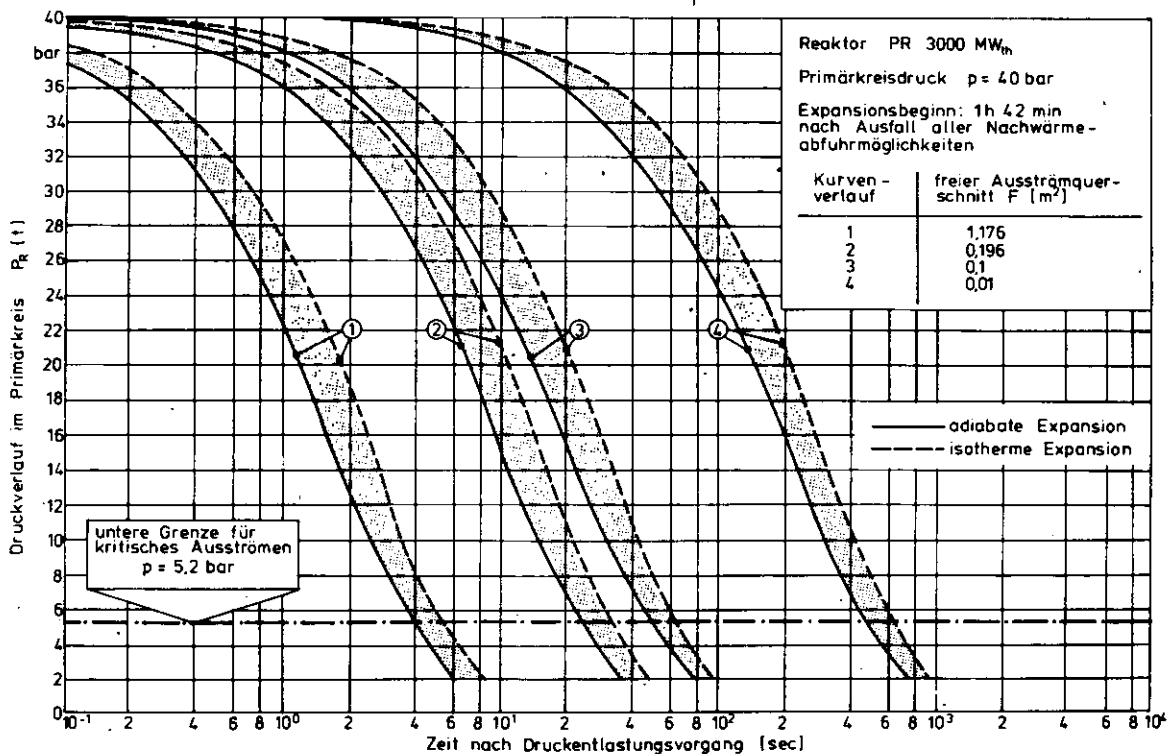


Bild 46: Berechneter Druckverlauf im Primärkreislauf eines PR 3000 MW<sub>th</sub>; Parameter: freier Ausströmquerschnitt

Der Kurvenverlauf 1 repräsentiert den überhaupt möglichen, kürzesten Druckentlastungsvorgang, nämlich das plötzliche und gleichzeitige Öffnen aller sechs Ventilkombinationen. Durch den freien Ausströmquerschnitt von  $1,18 \text{ m}^2$  tritt dabei anfangs ein Heliummassenstrom von  $2243 \text{ kg/sec}$  aus. Der gesamte Druckentlastungsvorgang ist bis zum Erreichen des Ausgleichsdruckes nach ca. 10 sec abgeschlossen. Der Kurvenverlauf 2 zeigt den Druckverlauf nach dem plötzlichen Öffnen von nur einem der sechs Ventilkombinationen; hierbei dauert der Expansionsvorgang bereits 40 bis 50 sec. Während beim Kurvenverlauf 3 eine Ventilkombination nur halb geöffnet wird, sind mit sehr kleinen, freien Ausströmquerschnitten Druckausgleichszeiten von 10 min und mehr erreichbar (Kurvenverlauf 4). Derartige Druckentlastungsvorgänge sollten dann aber möglichst nicht über eine quasi nur spaltweise Öffnung einer Ventilkombination durchgeführt werden, sondern mit Hilfe einer getrennt regelbaren, zur Ventilkombination parallel geschalteten Bypasstrecke (Bild 45). Zum besseren, direkten Vergleich sind die Hauptergebnisse der Druckentlastungsrechnung in Bild 47 in Form einer Tabelle zusammengefaßt.

Art und Größe möglicher Ausströmquerschnitte	gesamter, freier Ausströmquerschnitt $F \text{ m}^2$	Massenstrom zu Beginn der überkrit. Ausgleichsströmung $\dot{m}_{R0} \text{ Kg/sec}$	Dauer des Druckentlastungsvorganges bis zum Erreichen des Ausgleichsdruckes		Kurvenverlauf-Nummer
			adiabate Expansion sec	isotherme Expansion sec	
plötzliches Öffnen aller 6 Ventilsätze	1,176	2243	8	10	1
plötzliches Öffnen von nur 1 der 6 Ventilsätze bzw. es werden alle 6 Ventilsätze zu ca. 16% ihres freien Ausströmquerschnittes geöffnet	0,196	374	40	50	2
plötzliches Öffnen eines Ventilsatzes zur Hälfte bzw. aller 6 Ventilsätze zu jeweils 1/12 ihres freien Ausströmquerschnittes	0,1	191	80	100	3
plötzliches Öffnen eines Ventilsatzes um ca. 1/20 seines freien Ausströmquerschnittes oder plötzliches Öffnen eines separaten Druckentlastungsbypasses mit ca. 11,3 cm Ø	0,01	19	800	1000	4

Bild 47: Vergleich verschieden zu realisierender Druckentlastungszeiten bei einer Coreschnellentladung am PR 3000 MW<sub>th</sub>



Darin werden für unterschiedlich große, freie Ausströmquerschnitte jeweils der anfangs austretende Gasmassenstrom und die etwaige, rechnerische Dauer vom Expansionsbeginn bis zum Erreichen des Ausgleichsdruckes nebeneinander gestellt. Es kann festgehalten werden, daß eine unter gleichen Randbedingungen verlaufende, berechnete isotherme Expansion ca. 25% länger dauert als eine adiabate.

Bei den Rechnungen muß jedoch berücksichtigt werden, daß die damit ermittelten Druckverläufe nur für den Fall eines plötzlichen Öffnens ( $t = 0$  sec) des jeweils betrachteten Ausströmquerschnittes gelten. Dieser Öffnungsvorgang dauert aber wegen der großen Öffnungskräfte von anfangs ca.  $10^5$  kp je nach Antriebsart des Ventiles zwischen 8 sec und knapp 3 min, so daß experimentell noch zu ermittelnde Druckausgleichszeiten unter realen Öffnungsbedingungen erheblich über den in Bild 47 genannten Werten liegen werden. Andererseits lassen die Rechnungen aber den Schluß zu, daß die hier genannten Druckausgleichszeiten bei den angegebenen Randbedingungen eine für einen tatsächlichen Druckentlastungsvorgang im Primärkreis und damit hinsichtlich der Bauteilbelastungen pessimistische, untere Zeitgrenze angeben und damit einen etwaigen Druckentlastungsvorgang hinreichend konservativ abschätzen.

## 5.2 Hauptkomponenten des Absperrechens

Im Gegensatz zu den Ventilen für die gasdichte Absperrung des Primärkreises, die in der hier vorgestellten Ausführung als Keilschieber mit 800 mm lichter Nennweite und feuerfester Innenausmauerung durchaus am Markt erhältlich sind, ist für den Absperrechen eine vollständige Neukonstruktion erforderlich /48/. Als Hauptkomponenten dieses Konstruktionsvorschlages werden im folgenden die Stäbe und Stege der beiden Rechen, die Spindel und die Gehäusekonstruktion beschrieben.

### 5.2.1 Stäbe

Das Prinzip des Absperrechens, den Rohrquerschnitt mit zwei beweglichen, ineinandergreifenden Rechen für das Ausfließen der Brennelemente zu blockieren, ist aufgrund der beiden nachstehenden Forderungen entstanden:

- Möglichkeit der Wiederholungsprüfbarkeit während des Normalbetriebes derart, daß das Absperrorgan in der Störfallstellung steht und durch die in der Rohrleitung anstehende Säule von Graphitkugeln belastet wird.

- Kein Nachrutschen der Graphitkugeln während des Wiederholungsprüfungsvorgangs des mechanischen Absperrorgans, so daß der Rohrabschnitt zwischen dem mechanischen und gasdichten Absperrorgan nicht mit Graphitkugeln aufgefüllt wird.

Als Konsequenz aus diesen beiden Randbedingungen ist eine zweiteilige Rechenkonstruktion entstanden; jeder Rechen besteht aus einem Steg, an dem die Stäbe befestigt sind, die in den Rohrquerschnitt hineinfahren (Bild 43). Die obengenannten Forderungen bedeuten praktisch, daß beim Herausfahren von einem der beiden Rechen der im Rohrleitungsquerschnitt verbleibende, zweite Rechen allein die gesamte Kugelsäule sicher blockieren muß und gleichzeitig auch ein Hereinfallen einzelner Graphitkugeln durch die Lücken, die beim Herausziehen des ersten Rechens zwischen den Stäben des zweiten Rechens entstanden sind, verhindern muß. Da dies für beide Rechen gleichermaßen gilt, ist es notwendig, die Stäbe an der zu den Graphitkugeln zugewandten Seite mit einer charakteristischen Profilierung auszustatten. Neben einer Profilierung der Stabrücken wird auch ein hohes Widerstandsmoment der Stabquerschnitte verlangt, damit sich die Stäbe beim Ineinanderfahren beider Rechen einmal nicht gegenseitig kinematisch blockieren, zum anderen aber trotzdem festigkeitsmäßig ausreichend dimensioniert sind, um der Belastung der anstehenden Kugelsäule standzuhalten.

Beide Forderungen werden durch zwei verschiedene Stabquerschnitte berücksichtigt, dem Kasten-Profil und dem Y-Profil (Bild 48). Jeder der beiden

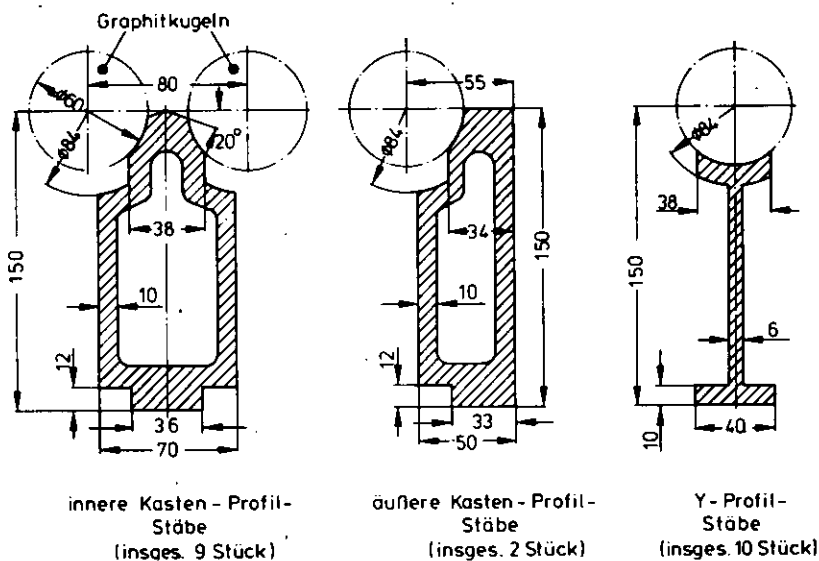


Bild 48:

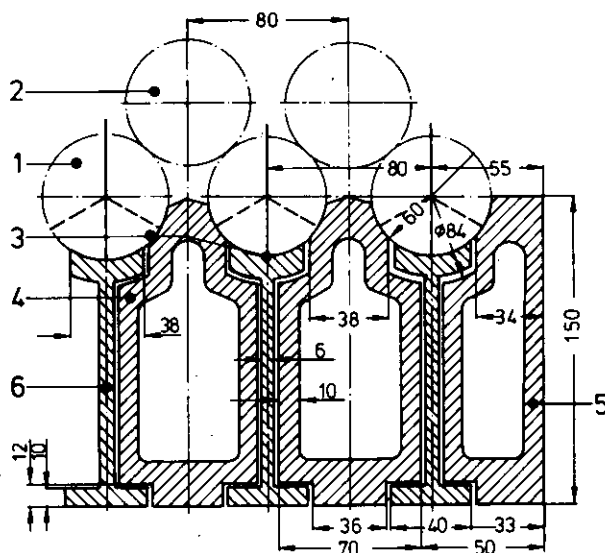
Querschnitte der Y-Profil- und der Kasten-Profil-Stäbe



gen das Verrutschen von Kugeln der ersten geordneten Kugellage z. B. bei einem Erdbeben zu haben, können diese Graphitkugeln zentral durchbohrt und jeweils zu zweit oder dritt durch einen dünnen Graphitstift verbunden werden; dieser ist an den Berührungspunkten der Kugeln mit einer Sollbruchstelle versehen, die so dimensioniert ist, daß sie beim Öffnen beider Absperrechen unter der Last der anstehenden Kugelsäule in der Rohrleitung bricht.

Im Bereich der drei geordneten Kugellagen entsteht durch eine genau ganzzahlige Anzahl von Kugeln der ersten Lage direkt vor den beiden Rechen ein nicht mehr exakt kreisrunder Rohrquerschnitt mit einer Nennweite von ca. 790 mm, der jedoch auf das Fließverhalten der Brennelemente im Vergleich zu dem in einer Rohrleitung mit 800 mm Nennweite keinen wesentlichen Einfluß haben dürfte. Der Aufbau der drei geordneten Kugellagen vor dem Absperrechen kann entweder durch zwei Handlöcher, die gemäß /55/ in die Rohrleitung eingebaut sind, vorgenommen werden, oder er muß vor bzw. während der kompletten Montage der Rohrleitung erfolgen.

Erst eine derartig geordnete Kugelpackung direkt vor dem Absperrechen ermöglicht das vollständige Herausfahren von einem der beiden Absperrechen, ohne daß Graphitkugeln in die dadurch entstandenen Lücken zwischen den Stäben des zweiten Rechens hineinrutschen und durch den später wieder hereinfahrenden Rechen zerstört werden (Bild 50).



- 1 Graphitkugeln (1.geordnete Lage)
- 2 Graphitkugeln (2.geordnete Lage)
- 3 Profilierung der Stäbe
- 4 innerer Kasten-Profil-Stab (Rechen1)
- 5 äußerer Kasten-Profil-Stab (Rechen1)
- 6 Y-Profil-Stab (Rechen2)

Bild 50:

Fixierung der ersten Lage  
der geordneten Graphit-  
kugeln durch die Profilie-  
rung der Stabrücken

So stützt sich z. B. beim Herausfahren von Rechen 1 die Graphitkugel mit dem auf sie wirkenden Flächenlastanteil  $F_1$  der dahinter anstehenden Kugelsäule auf dem in der Rohrleitung verbleibenden Rechen 2 mit den Y-Profil-Stäben. Durch die zwei darüberliegenden, ebenfalls geordneten Kugellagen wird die Graphitkugel zusätzlich zentriert und kann nicht, wie bei einer losen Schüttung, z. B. infolge einseitiger Belastung durch die darüber liegenden Kugeln in eine Lücke zwischen zwei Y-Profil-Stäbe gedrückt werden. Die unterschiedliche Länge und die verschieden starke Neigung der Stabenden ist dadurch begründet, daß die herausgefahrenen Stäbe mit ihren Stabenden jeweils die Kontur des lichten Rohrlitungsdurchmessers abbilden (Bild 51)

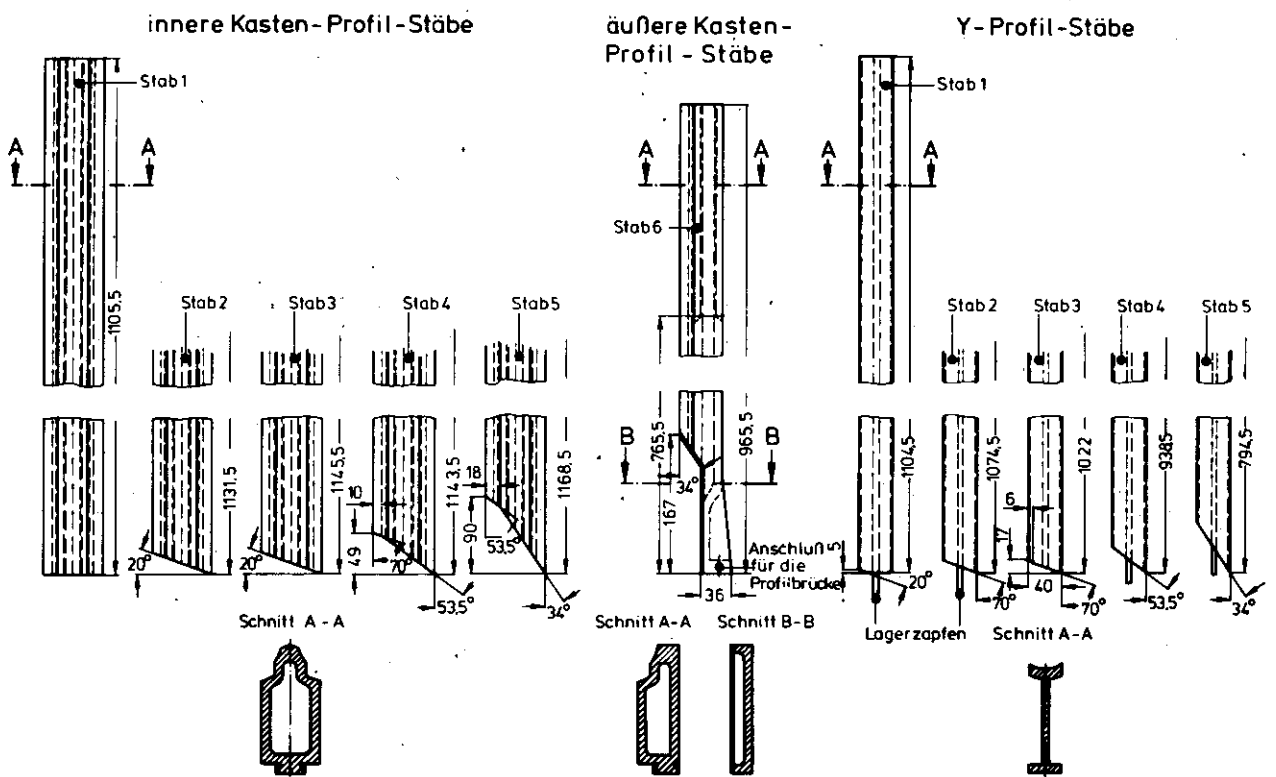


Bild 51: Abmessungen der verwendeten Stäbe

Nach dem vollständigen Herausfahren beider Rechen entstehen am Durchbruch in der Rohrleitung für diese Rechen durch die abgeschrägten Stabenden quasi zwei halbschalenförmige Abschlüsse. Diese entsprechen in ihrem Umriß dem einer Rohrleitung von knapp 800 mm Nennweite. Im Gegensatz zu einem Rechen mit Stäben gleicher Länge und ohne Abwinkelung der Stabenden verhindern die oben beschriebenen Stäbe ein Hereinrutschen der Graphitkugeln in die Lücken, die an der Unterbrechungsstelle in der Rohrleitung für die Rechen nach dem vollständigen Herausfahren der Stäbe entstanden sind.

Als Stabwerkstoff wird der warmfeste, hochlegierte Stahl X 20 Cr Mo V 121 (Werkstoff-Nr. 1.4922) /50/ eingesetzt. Für die Dimensionierung der Stäbe ist die Kraft der in der Rohrleitung anstehenden Säule aus Graphitkugeln auf den Absperrechen entscheidend. Berücksichtigt man, daß eine Kugelsäule sich nicht wie ein Fluid verhält, sondern die durch ihr Eigengewicht entstehende Gewichtskraft am Boden weitgehend bereits über die Wand der Rohrleitung abbaut, so kann die tatsächlich auf den Absperrechen wirkende Kraft durch eine senkrecht stehende Kugelsäule der Länge  $8 \times$  Rohrlängendurchmesser abgeschätzt werden /56,57/. Die den Absperrechen belastende Komponente der Gewichtskraft beträgt in der um  $30^\circ$ - geneigten Rohrleitung ca. 17 kN und verteilt sich auf die 100 Kugeln der ersten, geordneten Kugellage.

Alle Stäbe sind an je zwei Stegen fest eingespannt. Die Kasten-Profil-Stäbe werden in Schwalbenschwanzführungen mit je zwei Inbus-Schrauben M 10 aus dem Werkstoff X 21 Cr Mo V 57 befestigt. Dabei nehmen die Schrauben ausschließlich Biegemomente, die Schwalbenschwanzführungen Biege- und Torsionsmomente auf. An die Y-Profil-Stege sind an den Einspannenden ca. 200 mm lange Leisten mit je 2 Laschen angeschweißt, die durch zwei Bolzen mit dem Rechen verschraubt werden. An den Stabspitzen der Y-Profil-Stäbe befinden sich Lagerhalbschalen, die sich bei in den Rohrleitungsquerschnitt eingefahrenen Stäben in Lagern im Rohrboden abstützen. Hinsichtlich der Durchbiegung sind von beiden Profilen jeweils die Stäbe 1 mit der größten Flächenlast am gefährdetsten ( vgl. Bild 51 ). Sie liegt jedoch selbst bei einer mehrfach höheren Flächenlast am Stabende beider mit 1 bezeichneten Profil-Stäbe nur bei ca. 0,1 mm.

An den Enden der beiden äußeren Kasten-Profil-Stäbe ist eine sog. Profilbrücke befestigt; diese schließt die Rohrleitung nach dem vollständigen Herausfahren aller Kasten-Profil-Stäbe im Störfall nach oben hin ab ( Bild 52 ).

Gleichzeitig schließen die abgeschrägten Enden der neun inneren Kasten-Profil-Stäbe den geöffneten Rohrquerschnitt nach unten ab, so daß die Brennelemente beim Ausfließen nicht beschädigt werden können oder in die Lücken zwischen den herausgefahrenen Stäben und die Rohrleitung fallen können ( vgl. Bild 54 , rechte Bildhälfte ).

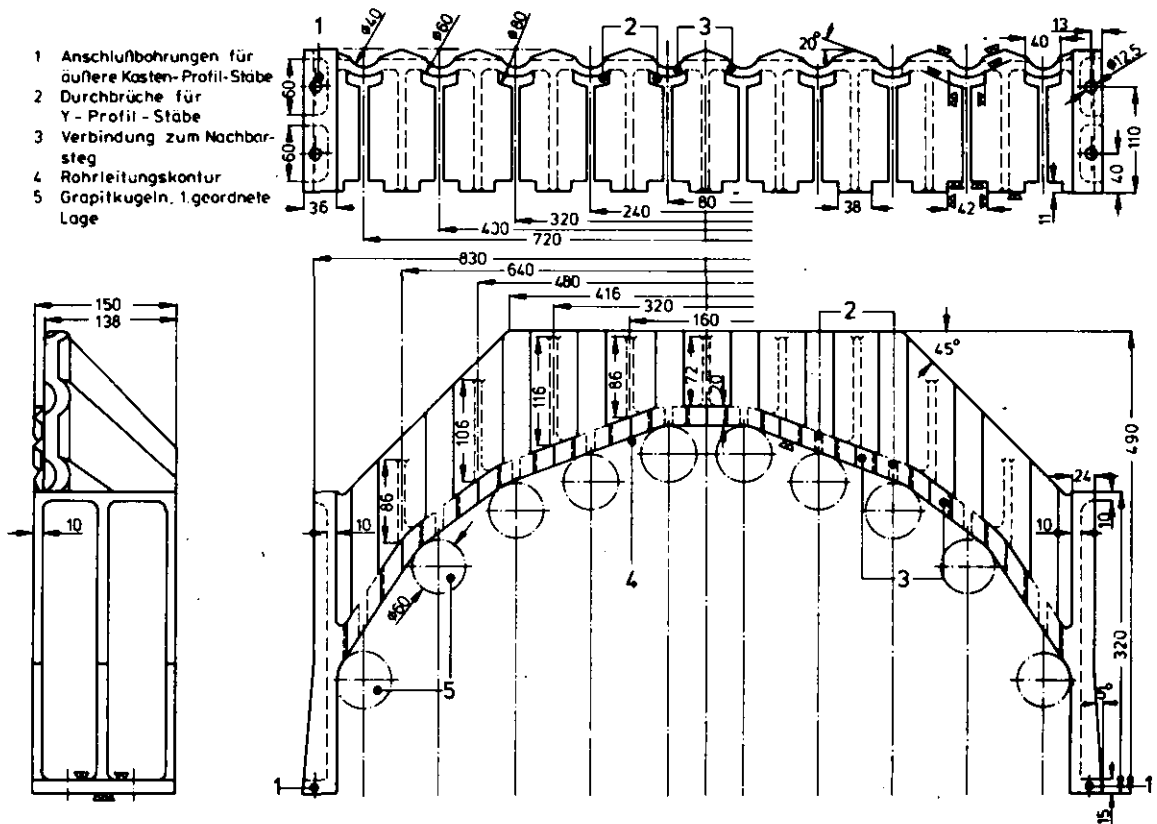
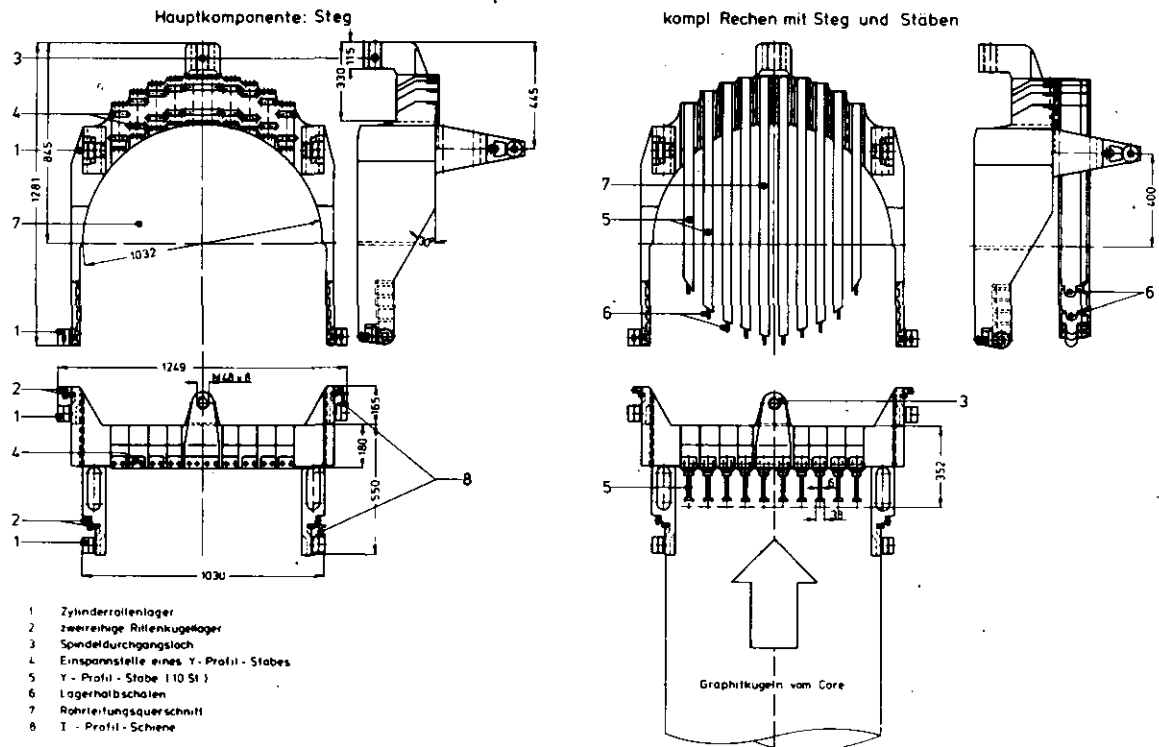


Bild 52: Aufbau der Profilbrücke

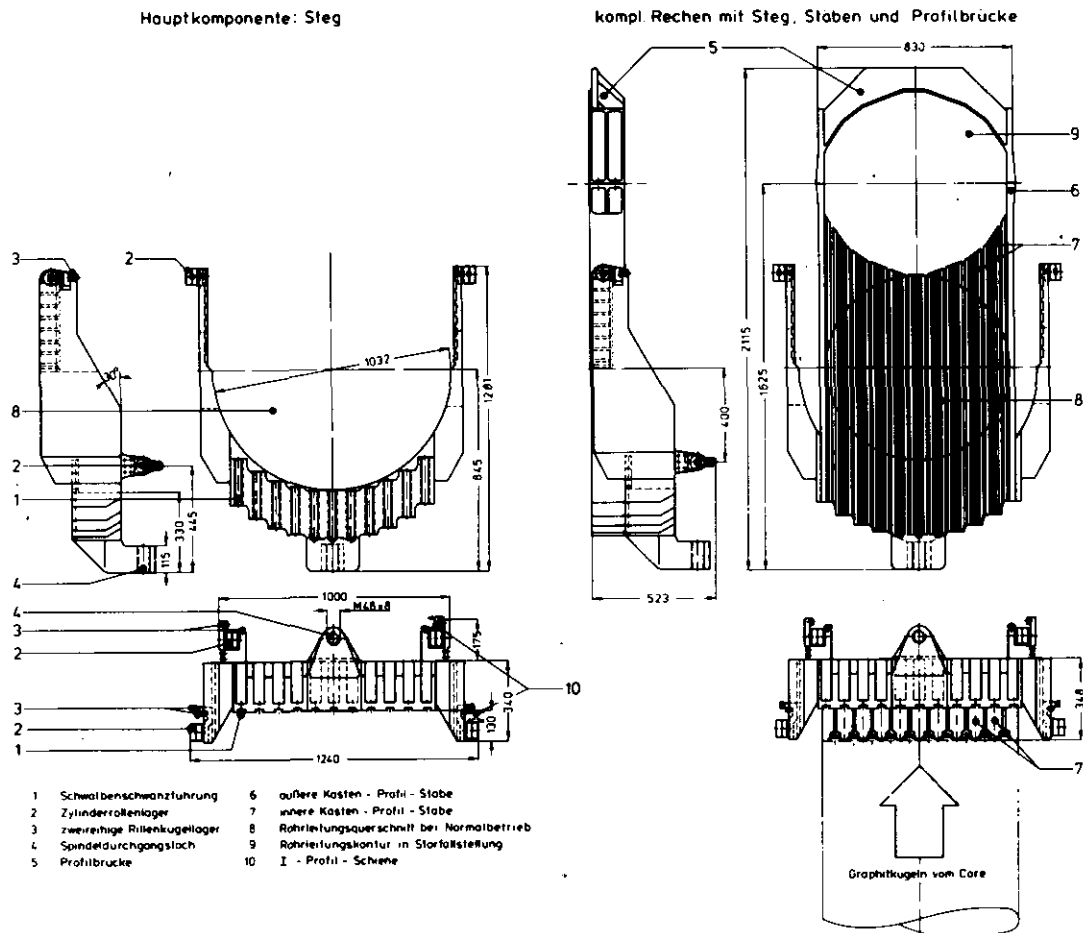
### 5.2.2 Stege

Die beiden folgenden Bilder zeigen die Stege der beiden Rechen. In der linken Bildhälfte sind jeweils nur die Stege beider Rechen allein zu sehen, während in der rechten Bildhälfte die Rechen komplett mit den für sie vorgesehenen Stäben abgebildet sind. Beide Rechen sind so dargestellt, wie sie in den Rohrleitungsquerschnitt einfahren: der Rechen mit den Y-Profil-Stäben (Bild 53) fährt von oben in den Rohrleitungsquerschnitt hinein, der mit den Kasten-Profil-Stäben (Bild 54) von unten.

Beide Stege unterscheiden sich jedoch durch die Lagerstellen für das Verfahren der Rechen und die Art der Stabeinspannung. Die Y-Profil-Stäbe sind an ihren Enden mit Lagerhalbschalen versehen und unterschiedlich lang; ihre Enden bilden zusammen mit dem darüberliegenden Steg die Kontur des zu blockierenden Rohrleitungsquerschnittes ab. Die gesamte Einbauhöhe des Rechens mit den Kasten-Profil-Stäben ist mit knapp 2200 mm um ca. 1000 mm länger als die des Rechens mit den Y-Profil-Stäben. Der Grund dafür liegt darin, daß die Rohrleitungskontur in der Störfallstellung hier nicht von allen Stabenden und dem Steg des Rechens gebildet wird, sondern von den Stabenden der



**Bild 53: Rechen mit Y-Profil-Stäben**



**Bild 54: Rechen mit Kasten-Profil-Stäben und Profilbrücke**



inneren Kasten-Profil-Stäbe und der an den beiden äußeren Kasten-Profil-Stäben befestigten Profilbrücke. Durch eine derartige Konstruktion wird verhindert, daß während einer Coreschnellentladung Brennelemente seitlich zwischen die Einfahröffnungen der beiden Rechen in die Rohrleitung hineinfallen und dort liegenbleiben. Als Werkstoff für die Stege wird der warmfeste Stahlguß GS - C25 vorgeschlagen. Beide Rechen übertragen die auftretenden Kräfte von jeweils 4 Stellen der Stege durch Lagerblöcke mit zweireihigen Rillenkugellagern, die symmetrisch zu einer auf der Rohrlängsachse senkrecht stehenden Achse angeordnet sind, auf zwei parallel geschaltete Zylinderrollenlager. Alle vier Lager stützen sich an einer I-Profil-Schiene ab und sind so angeordnet, daß ein Kippen oder Verkanten der Rechen im unbelasteten Zustand verhindert wird.

### 5.2.3 Spindel

Das Verfahren der beiden Rechen erfolgt über ein Spindel-Mutter-System mit Hilfe eines darauf abgestimmten Antriebsaggregates. Wegen der ungünstigen Reibverhältnisse bei direktem Kontakt von metallischen Oberflächen unter Heliumatmosphäre scheiden allerdings Gewindespindeln, bei denen zwischen der Spindel und der Mutter reine Gleitbewegungen stattfinden und die aus der konventionellen Antriebstechnik bekannt sind, aus.

Für den hier vorliegenden Anwendungsfall wird eine Rollenspindel ausgewählt, bei der kleine Gewinderollen Wälzbewegungen zwischen einer Gewindespindel und einer Mutter mit Innengewinde ausführen. Das Funktionsprinzip dieser Rollenspindel soll anhand von Bild 55 näher erläutert werden.

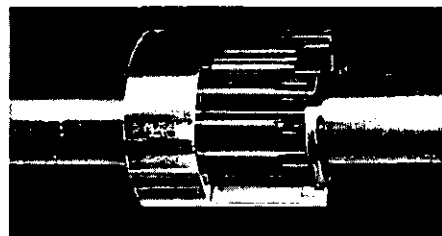
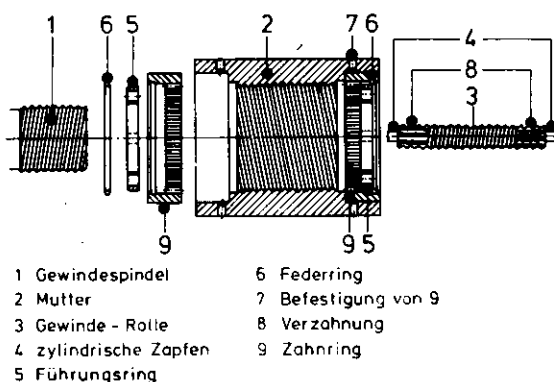


Bild 55: Aufbau der Rollenspindel /58/

Derartige Rollenspindeln, die auch als Satelliten-Rollen-Spindeln bezeichnet werden, bestehen aus einer Gewindespindel (1), einer Mutter mit Innengewinde (2) und einer bestimmten Anzahl Gewinderollen (3). Die Rollen befinden sich zwischen Spindel und Mutter und bilden ein Kontaktglied zwischen diesen beiden Gewinden. Wenn sich die Spindel oder die Mutter in Relation zu dem anderem Element dreht, folgen die Rollen planetenartig dem Gewinde der Spindel. An den Enden sind die Rollen mit einer Verzahnung (8) und einem zylindrischen Teil (4) versehen. Die Verzahnung steht in Eingriff mit Zahnringen (9), welche innerhalb der Mutter (7) befestigt sind. Diese Zahnringe sorgen dafür, daß die Gewinderollen immer in der gleichen Position bleiben und nicht seitlich aus der Mutter herauslaufen können. Man kann dieses als stufenlose Umlenkung der Wälzkörper bezeichnen. Die Rollenden (4) werden in den Bohrungen von Führungsringen (5) aufgenommen. Hierdurch wird ein gleicher Abstand der Rollen untereinander gewährleistet. Die Führungsringe werden durch Federringe (6) in Position gehalten. Gewindespindel, Mutter und Rollen sind aus oberflächengehärtetem Stahl hergestellt und haben eine Rockwell-Härte von 60 HRC /58/; zur weiteren Reduzierung der Reibungskräfte werden sie geschliffen und die Rollen zusätzlich mit einer keramischen Titan-Karbid-Schicht (TiC) überzogen, die unter Vakuum in der Gasphase aufgedampft wird. Durch diese extrem verschleißfeste Schutzschicht werden mögliche Verschweißungen aufgrund eines direkten, metallischen Kontaktes zweier Reibpartner gänzlich ausgeschlossen und die Trockenlaufeigenschaften erheblich verbessert. Eine Gesamtansicht der Spindel im eingebauten Zustand ist in Bild 56 zu sehen.

Die Rollenspindel ist auf ihrer gesamten Länge von 1213 mm insgesamt in 2 Loslagern und einem Festlager gelagert; die Lagerblöcke auf der Festlagerseite (10) sind über je 2 Flanschböcke am Grundblock des Absperrechens mit 16 Schrauben befestigt (Bild 57, Nr. 8). Je eine Loslagerstelle mit einem Pendelrollenlager befindet sich im Distanzblock des inneren Absperrechengehäuses direkt vor der inneren Drehdurchführung der Spindel durch den Flachdeckel, die zweite Loslagerstelle der Spindel ist das Rillenkugellager in der äußeren Drehdurchführung (Bild 61, Nr. 6).

Die Verwendung von 3 Lagerstellen ist wichtig für eine exakte Führung der Spindel durch die beiden Drehdurchführungen in den Gehäusedeckeln, die in Kap. 5.2.4 besprochen werden. Jede Spindel wird von einem Elektromotor (2) angetrieben, der auf dem oberen bzw. unteren Gehäusedeckel befestigt wird. Wegen der Fixierung der Spindel durch die Lager wird die Drehbewegung auf die Spindelmutter (3) übertragen. An ihr ist der Rechen (4) befestigt, der über einen Hub von 800 mm verfahren werden kann.

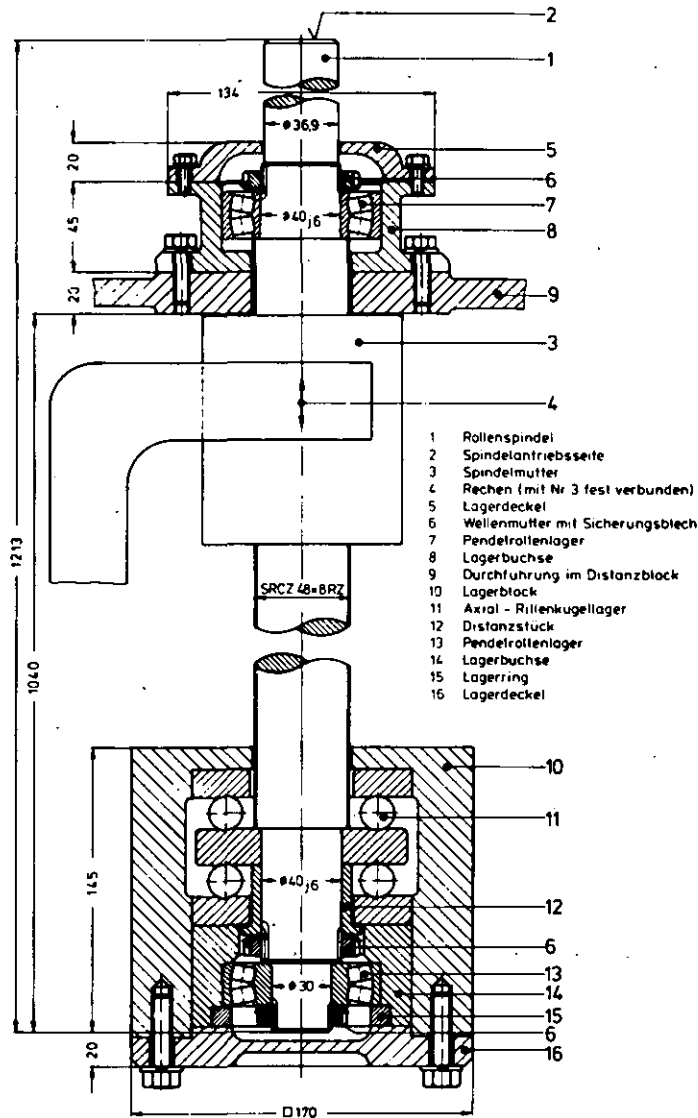


Bild 56:

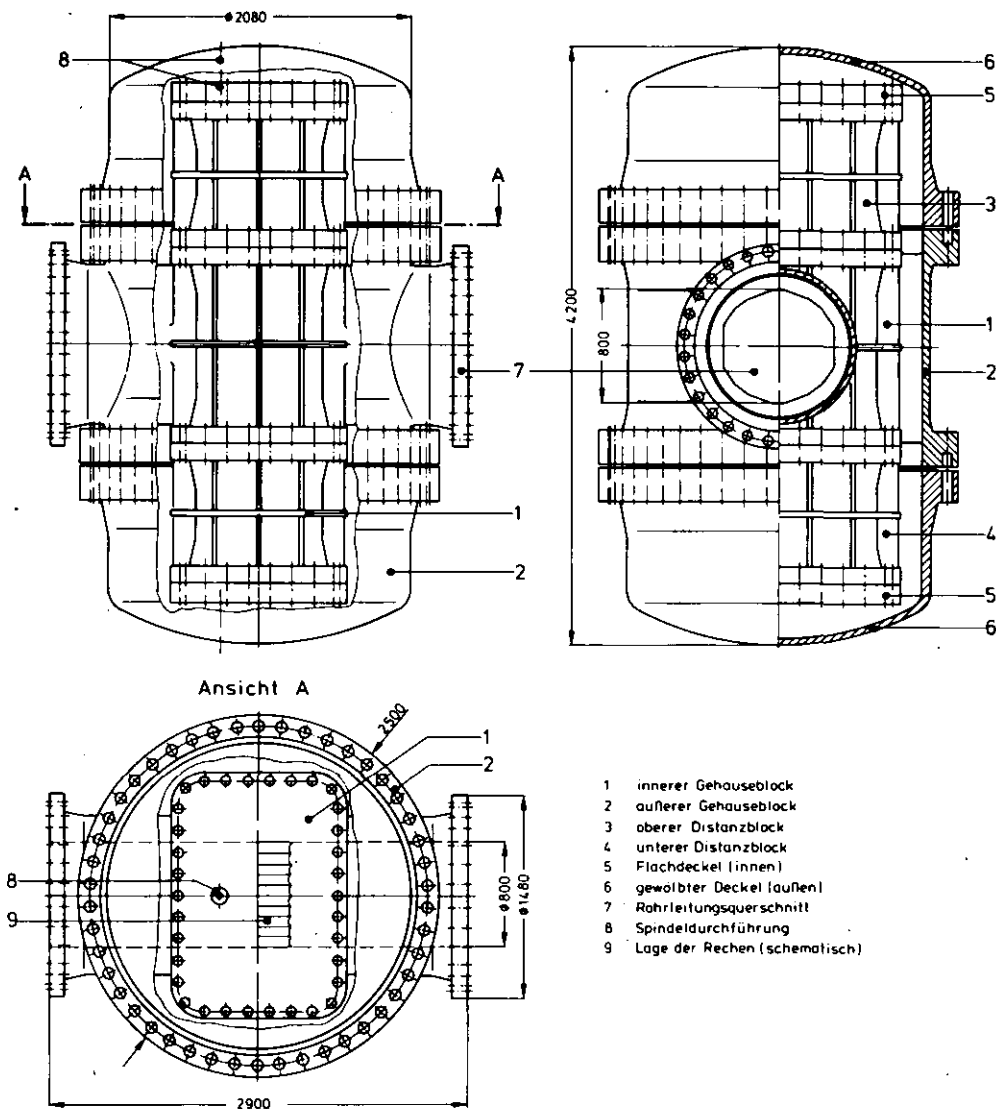
Rollenspindel im  
Einbauzustand.

Die Belastung der Spindel beim Verfahren des Rechens setzt sich aus der Komponente der Gewichtskraft des Rechens, den Reibungskräften zwischen den Lagern und den I-Profil-Führungen sowie den Reibungskräften zwischen den Graphit-Kugeln und den Stäben zusammen. Die Höhe der insgesamt die Spindel belastenden Kraft hängt ferner von der Verfahrerrichtung des Rechens ab und bestimmt maßgebend die zu installierende Antriebsleistung mit (vgl. Kap. 5.3).

#### 5.2.4 Gehäuse

Aus sicherheitstechnischen Gründen kann zukünftig damit gerechnet werden, daß für den Absperrechen und die Ventile als Komponenten des Primärkreislaufes doppelwandige Gehäuse vorzusehen sind, um bei Undichtigkeiten des inneren Gehäuses eine zweite Barriere zu haben, die ein Ausströmen des unter hohem Druck stehenden Heliums verhindert. Dadurch wird speziell für den Teil

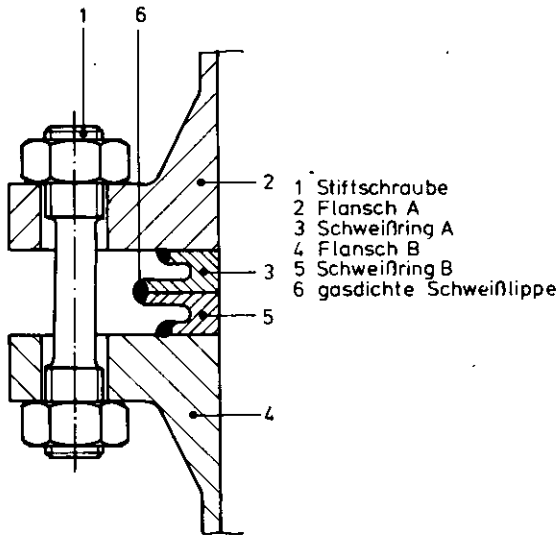




**Bild 58:**  
Doppelwandige  
Gehäusekon-  
struktion des  
Absperrechens

Das hier doppelwandig gestaltete Gehäuse hat eine Einbaulänge von 2900 mm und eine Höhe von 4200 mm. Alle Gehäuseteile bestehen aus dem warmfesten, hochlegierten Stahlguß GS - 18 NiMoCr 37. Die mit innerem (1) und äußerem Gehäuseblock (2) bezeichneten Teile des Gehäuses bilden den in Bild 57 beschriebenen Grundblock. An den inneren Gehäuseblock schließen sich zu beiden Seiten je ein Distanzblock (3,4) und ein Flachdeckel (5) an, beide ebenfalls mit rechteckigem Querschnitt. Der äußere Gehäuseblock wird nach oben und unten jeweils durch einen Deckel mit Klöpperboden abgeschlossen, der an dem Rundflansch des Grundblockes ( $D = 2500 \text{ mm } \varnothing$ ) mit 46 Stiftschrauben M 72 · 6 /59/ befestigt wird. Als Dichtelemente zwischen allen Gehäuseteilen dienen Membran- Flansch-Verbindungen nach /60/ (Bild 59).

Eine derartige Dichtung besteht aus 2 ebenen Schweißringen (3, 5), die vor der Montage auf die Flansche (2, 4) aufgeschweißt werden. Nach dem Anziehen der Schrauben (1) werden die beiden Dichtlippenhälften am Außenrand gasdicht verschweißt (6).

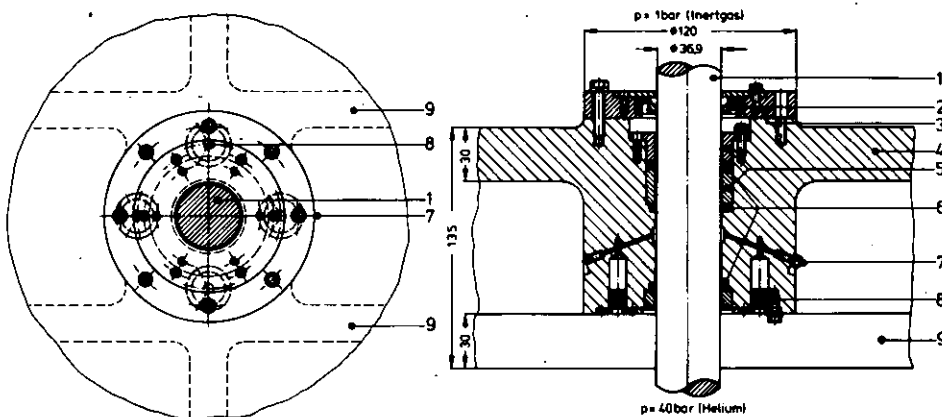


**Bild 59:**

Membran-Flansch-Verbindung

Das Verfahren der beiden Rechen im inneren Gehäuseblock erfolgt über je eine Spindel, die durch jeweils zwei Gehäusedeckel geführt werden muß und die von außerhalb des Gehäuses befindlichen Aggregaten angetrieben wird. Die Abdichtung des rotierenden Spindelschaftes gegenüber dem Primärkreislauf erfolgt am Flachdeckel durch eine sog. innere Drehdurchführung, und an dem gewölbten Deckel durch eine äußere Drehdurchführung. Damit eine exakte Führung der Welle im Bereich der Drehdurchführungen gegeben ist, sind alle Dichtelemente zwischen dem Pendelrollenlager auf der Festlagerseite im Grundblock (Bild 56, Nr. 13) und dem Rillenkugellager im äußeren Gehäusedeckel (Bild 61, Nr. 6) angeordnet.

Die innere Drehdurchführung besteht aus insgesamt drei hintereinander liegenden Dichtungen (6) (Bild 60).



**Bild 60:**

Innere Drehdurchführung

- |                 |                                 |                     |
|-----------------|---------------------------------|---------------------|
| 1 Spindel       | 4 Flachdeckel (inneres Gehäuse) | 7 Fettspritzung     |
| 2 Simmering     | 5 Spannhülse                    | 8 Kolben            |
| 3 Abdichtdeckel | 6 Dichtringe                    | 9 Verstärkungsrippe |

Da im Betriebszustand mit Temperaturen von unter  $100^{\circ}\text{C}$  zu rechnen ist und die Strahlenbelastung an den Dichtelementen vernachlässigbar klein ist, können als Dichtwerkstoffe Viton, Kalrez oder Perbonam verwendet werden. Eine endgültige Auswahl ist nach entsprechenden Experimenten an einem Modellversuch zu treffen.

Die Abdichtung der beweglichen Spindel gegenüber dem feststehenden Flachdeckel bei einem Heliumüberdruck von 39 bar erfolgt mit Hilfe einer Fettfüllung (7) die speziell in der Heliumatmosphäre gute Beständigkeit und Schmiereigenschaften aufweisen muß. Durch 4 auf dem Umfang verteilte, bewegliche Kolben (8), die unter dem Primärkreisdruck von  $p = 40$  bar stehen, wird Fett zwischen den mittleren und unteren Dichtring gepreßt; dadurch wird das untere Dichtelement in drucklosem Zustand betrieben und trennt die Fettfüllung vom Helium des Primärkreises ab. Der mittlere Dichtring dichtet das unter Druck stehende Fett gegenüber dem Hohlraum zwischen beiden Gehäusen mit einem Druck von  $p = 1$  bar ab. Die obere Dichtung bietet einen zusätzlichen Schutz nach außen bei einer eventuellen Undichtigkeit des mittleren Dichtringes und dient in erster Linie dazu, die Funktionsfähigkeit der beiden anderen Dichtelemente zu überprüfen. Dies kann durch eine Helium-Leckagemessung zwischen dem inneren und äußeren Gehäuse des Absperrechens erfolgen. Die Abdichtung des Hohlraumes zwischen beiden Gehäusen gegenüber der Atmosphäre erfolgt durch die äußere Drehdurchführung der Spindel (Bild 61).

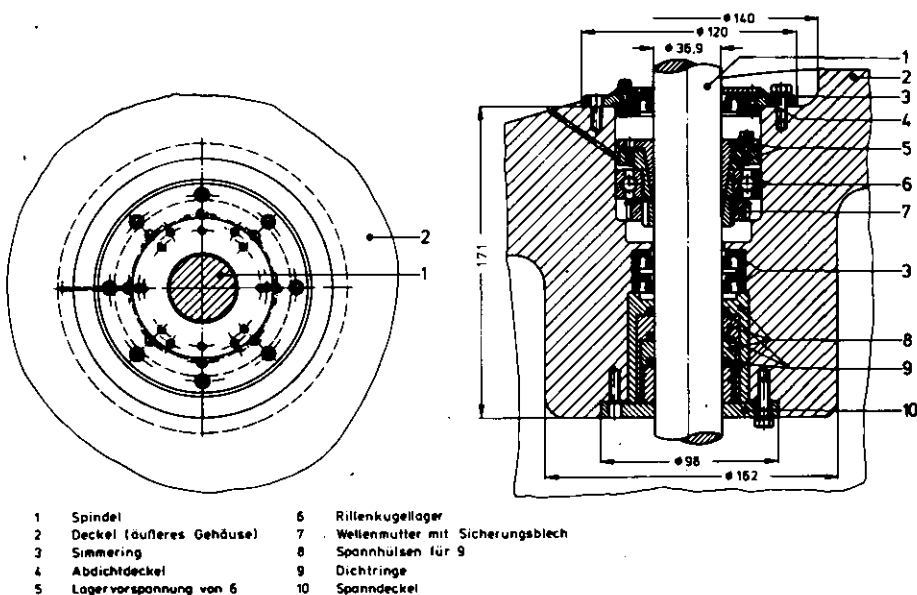


Bild 61:  
Äußere Dreh-  
durchführung

Da an dieses Dichtelement nicht die Langzeitforderungen hinsichtlich einer Primärkreisabdichtung gestellt werden, ist eine weniger aufwendige Konstruktion gewählt worden. Die geforderte Dichtheit wird mit drei Dichtungen (9) er-

reicht, die durch Hülzen (8) über einen Deckel (10) gegeneinander verspannt sind. Die Aufgabe der äußeren Drehdurchführung besteht darin, bei einem Leck des inneren Gehäuses die Abdichtung des Primärkreises an der Durchführung des Spindelschaftes durch den äußeren Gehäusedeckel sicher zu gewährleisten.

### 5.3 Auslösungs- und Antriebsmöglichkeiten für die Absperrorgane

Während im Kap. 5.1 auf die Verfahrenzyklen der Absperrorgane bei einer Wiederholungsprüfung im Normalbetrieb des Reaktors und nach einem schweren Störfall eingegangen worden ist, sollen an dieser Stelle alternative Antriebsmöglichkeiten für den Absperren und die Ventile sowie Möglichkeiten ihrer Auslösung nach einem Störfall besprochen werden.

#### 5.3.1 Auslösungsmöglichkeiten

Insbesondere im Falle einer kontinuierlichen Coreaufheizung nach dem Ausfall jeglicher Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten aus dem Core könnten für die Auslösung einer Coreschnellentladung chemisch-physikalische Vorgänge nutzbar gemacht werden, die auf quasi naturgesetzlicher Basis eine Coreschnellentladung ohne jeglichen Eingriff von außen einleiten; das ist z.B. mit Hilfe von Selbsthalteschaltungen möglich, bei denen ein Steuerstromkreis durch eine Schmelzsicherung mit definiertem Schmelzpunkt infolge unzulässig hoher Temperaturen an einer bestimmten Stelle innerhalb des Cores unterbrochen wird; eine andere Möglichkeit wäre eine Selbstentzündung eines Gemenges von z.B. einem Metall mit einem Metalloxid; beide Komponenten des Gemenges wären räumlich nebeneinander z.B. durch Metallröhrchen mit einem definierten Schmelzpunkt getrennt, der so ausgewählt ist, daß die Temperatur an der Meßstelle während des normalen Reaktorbetriebes deutlich unterhalb des Schmelzpunktes und nur im Falle einer Coreaufheizung diesen überschreiten würde; durch das Schmelzen des Metallröhrchens bei Erreichen bzw. Überschreiten dieser bestimmten Temperaturobergrenze kommen beide Gemengeanteile in direkten Kontakt und entzünden sich selbst. Aufgrund der entstehenden Verbrennungswärme schmilzt das Metallröhrchen weiter ab; durch das Vorhandensein eines Oxids in einem der Gemengeanteile hält sich der Verbrennungsvorgang ständig aufrecht und läuft entlang der durch das Metallröhrchen vorgegebenen Strecke ähnlich wie bei einer Zündschnur ab. Vor-



aussetzung für einen derartigen Selbstentzündungsmechanismus sind jedoch die langjährige, chemische Beständigkeit beider Gemengekomponenten, die gegenseitige Resistenz bezüglich des Metallröhrchens sowie exakt festliegende Schmelz- und Selbstentzündungstemperaturen der beteiligten Komponenten.

Während eine ungewollte Auslösung durch Einwirkungen Dritter von außen bei derartigen quasi auf Naturgesetzen beruhenden Auslösemechanismen praktisch ausgeschlossen werden kann, haben sie jedoch entscheidende Nachteile gegenüber sog. aktiven Auslösemechanismen, die während des Normalbetriebes verriegelt und erst auf Anforderung betätigt werden. Neben den oben genannten Voraussetzungen für den wirkungsvollen Einsatz solcher Systeme liegen die wohl entscheidendsten Nachteile darin, daß sie weder wiederholungsprüfbar sind noch bei eventueller Fehlauslösung unterbrochen werden können.

Allein aus sicherheitstechnischen Gründen scheint es daher unumgänglich zu sein, die Auslösung für eine Betätigung aller an einer Coreschnellentladung beteiligten Aggregate entweder von der Reaktorwarte oder von einer ähnlich abgesicherten, zentralen Bedienungs- und Steuerstelle aus vorzunehmen und diese durch eine entsprechend redundante und diversitäre Leittechnik gegenüber unbefugten Eingriffen Dritter abzusichern /61/.

### 5.3.2 Antriebsmöglichkeiten

Für Ventile und Absperrchen sollen im folgenden ein elektrischer und ein hydraulischer Antrieb verglichen werden. Ein rein manuelles Öffnen ist wegen der räumlichen Trennung aller 6 Rohrleitungssysteme, der Größe der zu bewegendenden Absperrorgane und insbesondere aus Gründen der Sicherheitstechnik praktisch nicht durchführbar. Das gleiche gilt auch für eine Betätigung nur aufgrund des Schwerkrafteinflusses oder durch chemisch-physikalische Reaktionen (Explosion, Thermitschweißen). Ein pneumatischer Antrieb scheint wegen der starken Kompressibilität des Arbeitsmediums und des großen Platzbedarfs der Kompressionsstation weniger geeignet zu sein als ein Hydraulikantrieb.

In Bild 62 sind die Wege und Kräfte der Ventile und des Absperrchens zusammengestellt, die für die Auslegung der Antriebe zugrundegelegt worden sind. Die hier aufgeführten Zahlenwerte gelten für die Öffnung der Absperrorgane nach vorausgegangener Druckentlastung über einen Bypass, die eingeklammert

Reihen- folge -	Bezeichnung -	Öffnungskraft (Auslegung) kp	Öffnungsweg mm	minimale Öffnungszeit		erforderliche Netto-Antriebsleistung	
				elektrisch sec	hydraulisch sec	elektrisch kW	hydraulisch kW
1	Ventil 1	10 000	800	100	8	10	10
2	Ventil 2	10 000	800	100	8	10	10
3	Ventil 3	10 000 (100 000)	800	100 (160)	8 (17)	10 (16)	10 (18)
4	Rechen 1	3 500	800	8	8	4,1	3,5
5	Rechen 2	3 500	800	8	8	4,1	3,5

Bild 62: Datenvergleich bei elektrischem und hydraulischem Antrieb der Absperrorgane

ten Werte gelten für eine Druckentlastung (  $p = 40 \text{ bar}$  ) direkt über die Ventile mit 800 mm Nennweite. Im Falle einer Coreschnellentladung werden zunächst die Ventile V1 und V2 in drucklosem Zustand geöffnet. Das Ventil V3 wird als letztes der 3 Ventile und abhängig von der anstehenden Druckdifferenz unterschiedlich schnell geöffnet. Danach wird der Rechen R1 mit den Kasten-Profil-Stäben aus dem Rohrleitungsquerschnitt gezogen; das Herausfahren des Rechens R2 mit den Y-Profil-Stäben leitet den Ausfließvorgang der Brennelemente ein.

Die im Vergleich zur Hydraulik relativ langen Öffnungszeiten des elektrischen Antriebes sind durch den Spindeldurchmesser, die Steigung der Spindel sowie durch Motordrehzahl und Anfahrmoment der erhältlichen Elektromotore bedingt.

Die Hydraulik benötigt für das Öffnen aller Absperrorgane insgesamt nur 40 (49) sec und eine Ölmenge von 22 ( 27 )  $\text{dm}^3$ .

Für das Öffnen eines der Ventile in drucklosem Zustand binnen 8 sec wird eine Ölmenge von ca. 6  $\text{dm}^3$  benötigt; dies entspricht bei einem Arbeitsdruck des Hydrauliknetzes von 200 bar einer Pumpenleistung von 14 kW, um bei vorhandener, elektrischer Energie mit einer mittleren Ölmenge von 32  $\text{dm}^3/\text{min}$  alle Absperrorgane in insgesamt 40 (49) sec zu öffnen. Bei Nichtverfügbarkeit der Hydraulikpumpe kann der Öffnungsvorgang mit Hilfe eines Druckspeichers erfolgen, der im Normalbetrieb des Reaktors durch eine hydraulische Kolbenpumpe mit verstellbarem Fördervolumen ständig unter einem Speicherdruck von 250 bar gehalten wird. Bei Ausfall der Pumpe wird der Druckspeicher durch ein Rückschlagventil von der Pumpe getrennt. Der Öffnungsvorgang der Absperrorgane erfolgt über ein einstellbares, druckunabhängiges

Mengenregelventil, das eine konstante Durchflußmenge über dem gesamten Hub garantiert. Läßt man für das Öffnen aller Absperrorgane in dem gleichen Zeitraum einen Druckabbau im Speicher von 250 auf 200 bar zu, so reicht dazu ein nutzbares Speichervolumen von nur 110 (135)  $\text{dm}^3$  aus.

Die Öffnungszeiten der einzelnen Absperrorgane sind für die zwei möglichen Arten der Druckentlastung in Bild 63 dargestellt.

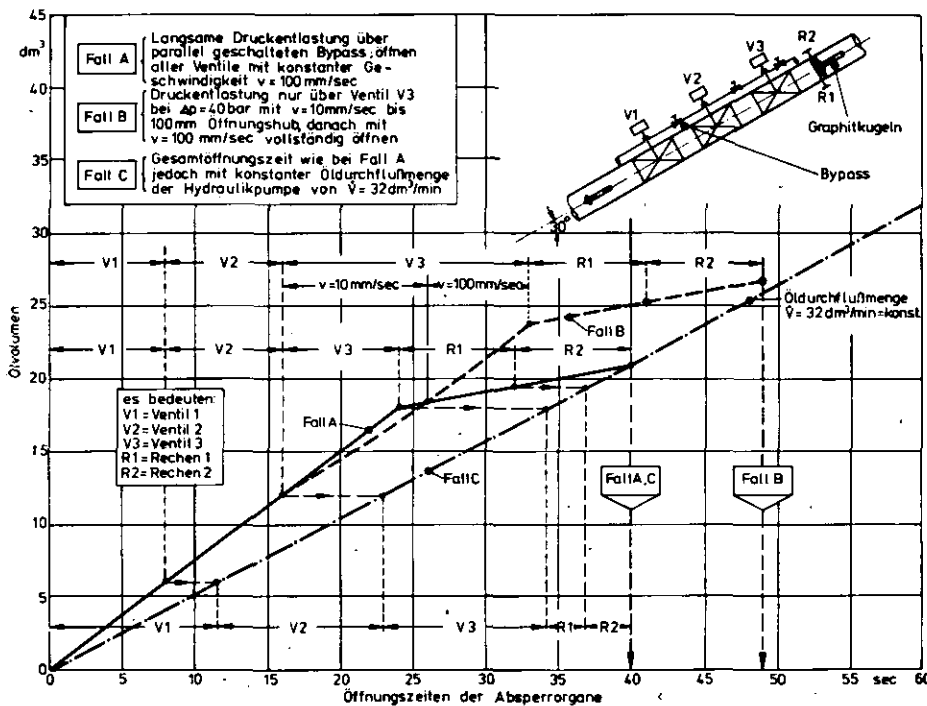


Bild 63:

Öffnungszeiten der Absperrorgane bei variabler und konstanter Öldurchflußmenge

Während im Fall A bei einer konstanten Öffnungsgeschwindigkeit aller Absperrorgane wegen der unterschiedlichen Zylindervolumina an den Ventilen und den Rechen die Öldurchflußmenge beim Übergang von V3 auf R1 gedrosselt werden muß, ist die gleiche Gesamtöffnungszeit von 40 sec für alle Absperrorgane auch mit einer ständig konstant gehaltenen Öldurchflußmenge von  $32 \text{ dm}^3/\text{min}$  zu erreichen. Dabei verlängern sich die Öffnungszeiten der Ventile V1 bis V3 auf je 11,6 sec, die der Rechen verkürzen sich auf je 2,5 sec. Die Umlenkung des Ölstromes von einem Absperrorgan zum nächsten kann durch Endschalter erfolgen, die durch das jeweils vollständig aus dem Rohrleitungsquerschnitt herausgefahrenen Absperrorgan betätigt werden und dann entsprechende Hydraulikventile verstellen.

## 5.4 Betonkaverne und Schleuse

Als Betonkaverne wird der Hohlraum im Fundament bezeichnet, in dem sich die Absperrorgane für jede der 6 Rohrleitungen des Coreschnellentladungssystems befinden. Die insgesamt sechs Betonkavernen liegen - um jeweils  $60^\circ$  versetzt - ca. 13 m von der Coreachse entfernt und ca. 4 m unterhalb des Spannbetonbehälters. Die Abmessungen gestatten den vollständigen Ein- und Ausbau aller Absperrorgane (2,3) mit Hilfe einer Krananlage nach Fertigstellung des Fundamentes. Für Montage, Wiederholungsprüfungen und evtl. Reparaturen sind zwei Arbeitsbühnen mit Schienensträngen (7) vorgesehen; mit einem stufenlos verstellbaren Hubwagen (6) in der unteren Arbeitsbühne können die Bauteile unter eine quadratische Öffnung (9) in die obere Arbeitsbühne gefahren werden; von dort werden sie mit der Krananlage (10) auf einen zweiten Hubwagen (6) gesetzt, mit dem sie durch eine Doppelschleuse (8) zur Reparatur außerhalb der Betonkaverne gefahren werden.

Die Gestaltung der Betonkaverne sowie die Lage der Absperrorgane und die der beiden Arbeitsbühnen sind Bild 64 zu entnehmen.

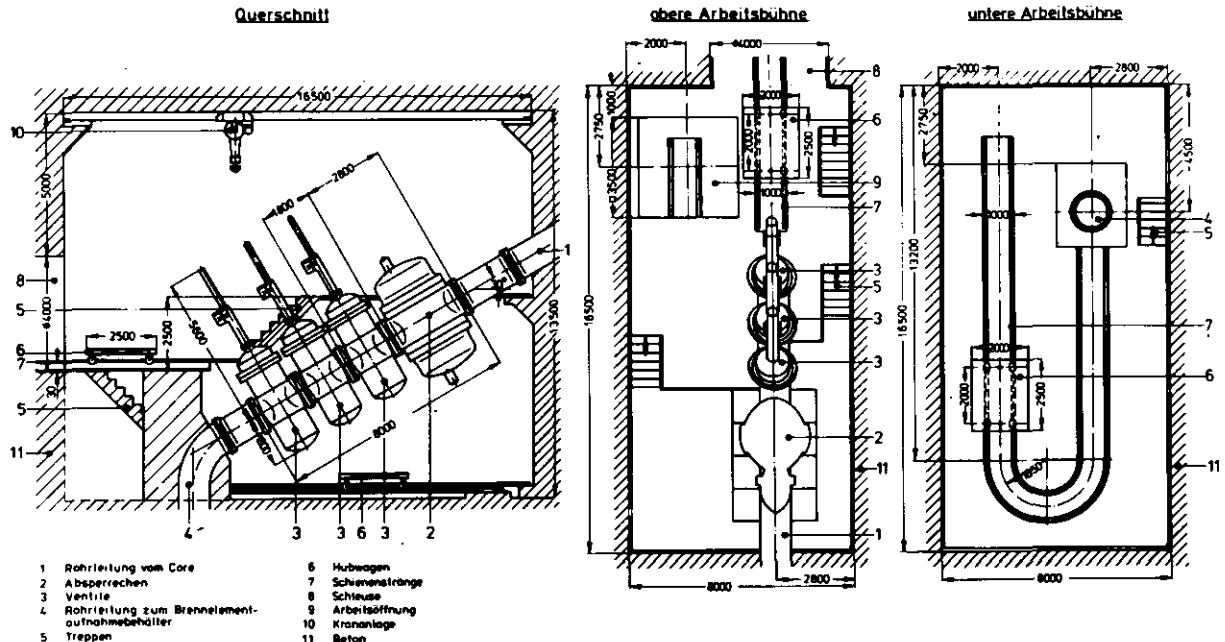


Bild 64: Betonkaverne

In der Ausführung mit doppelwandigen Gehäusen erreicht der Absperrrechen eine Einbaulänge von 2,9 m und jedes der Ventile mindestens eine von 1,8 m.

Verwendet man für die Ventile statt eines Elektromotors einen Hydraulik-antrieb, so kann die Einbauhöhe über alles auf ca. 6,4 m begrenzt werden. Da die Schieberabmessungen je nach der Ausführung ihrer Gehäuse und nach der Art des Antriebes in relativ weiten Bereichen schwanken, bestimmen sie die Innenabmessungen der Betonkaverne wesentlich mit.

Der Zutritt zur Betonkaverne erfolgt nicht über das Containment, sondern direkt von außen über eine unterirdische Doppelschleuse. Abhängig von den größten Bauteilabmessungen hat sie einen lichten Durchmesser von ca. 4 m. Sie dient als Personen- und Materialschleuse und ist entsprechend den dafür gültigen Richtlinien auszulegen /62/. Die beiden Türen jeder Schleuse werden so gegeneinander verriegelt, daß stets nur eine von beiden geöffnet werden kann; sie werden normalerweise durch Motore betätigt, können jedoch im Notfall auch von Hand geöffnet werden. Die Überwachung und Freigabe des Zutrittes in die Betonkaverne und in die Schleuse erfolgt zentral von der Reaktorwarte /63/ aus. Um einen Zutritt unbefugter Dritter gänzlich auszuschließen, werden zur Personenüberwachung und -identifikation Prozeßrechenanlagen eingesetzt, die die Zutrittsberechtigung automatisch prüfen und dabei gleichzeitig auch optische und akustische Kontrollen des Eintretenden durchführen /64/. Neuere Überwachungssysteme, die zur Zeit in den USA noch getestet werden, überprüfen in drei räumlich getrennten Kontrollanlagen, die jeder Eintretende einzeln passieren muß, sog. einmalige Erkennungsmerkmale. Dies sind die Stimme, die Unterschrift und die Fingerabdrücke dessen, der in den Schutzbereich von Kernkraftwerken gelangen will. Jede dieser drei Methoden soll dabei in wenigstens 98% der aller Fälle zuverlässig sein /65/.

## 6. Brennelementenaufnahmebehälter

### 6.1 Auswahl eines geeigneten Behälters

Die dritte Großkomponente des in Kap. 4.1 beschriebenen Coreschnellentladungssystems ist der Brennelementenaufnahmebehälter. Grundvoraussetzungen für seine Auslegung sind die vollständige Aufnahme des gesamten Coreinhaltes von  $600 \text{ m}^3$  Brennelementen zuzüglich eines entsprechenden Sicherheitszuschlages sowie eine technisch realisierbare und langfristig sichere Abkühlmöglichkeit aller Brennelemente mit Hilfe von Wasser. Daneben werden an den Behälter eine Reihe verschiedener Anforderungen gestellt, von denen die wichtigsten in Bild 65 zusammengestellt sind.

Anforderungen an den Brennelementenaufnahmebehälter
<ul style="list-style-type: none"><li>- kurzfristige Aufnahme des gesamten Coreinhaltes</li><li>- gleichmäßige, selbstständige Verteilung der Brennelemente im Aufnahmebehälter durch entsprechende konstruktive Maßnahmen sowie Möglichkeit einer relativ einfachen Brennelemententnahme nach erfolgter Abkühlung</li><li>- Vermeidung einer erneuten Aufheizung der Brennelemente durch eine ausreichend große, wärmeübertragende Fläche</li><li>- langfristig gefahrlose Abkühlung der Brennelemente ohne zusätzliche Umweltbelastung z. B. durch kontaminierte Dämpfe</li><li>- Kühlung des Aufnahmebehälters auch auf der Basis von Naturkonvektion</li><li>- Wiederholprüfbarkeit, Inspizierbarkeit und Reparierbarkeit des Kühlsystems</li><li>- sicheres Überstehen des Temperaturschocks zu Beginn der Coreschnellentladung</li><li>- lange Standzeit bei hohen Temperaturen und Unempfindlichkeit gegenüber örtlicher Überhitzung</li><li>- Funktionssicherung des Behälters über einen Zeitraum von mehreren Wochen nach erfolgter Coreschnellentladung</li><li>- langfristige Sicherung der Unterkritikalität auch bei einem evtl. Wassereintrich durch entsprechende Gestaltung des Aufnahmebehälters und durch nachträgliche Zugabemöglichkeit von neutronenabsorbierenden Substanzen</li><li>- keine Behinderung der normalen, betrieblichen Vorgänge und möglichst geringer Einfluß auf den Aufbau des Reaktorfundamentes</li><li>- geringer Platz- und Kostenbedarf des Aufnahmebehälters und der erforderlichen Zusatzaggregate</li></ul>

Bild 65: Anforderungen an den Brennelementenaufnahmebehälter

Als Formen für einen derartigen Brennelementenaufnahmebehälter sind prinzipiell Einraum- oder Mehrraumlösungen möglich. Unter dem Begriff Einraumlösungen werden dabei solche Behälterformen verstanden, bei denen alle Brennelemente in nur einem, in sich geschlossenen Raum untergebracht sind. Beispiele für seinen unterschiedlichen, geometrischen Aufbau sind die quadratische oder kreisförmige Großraumkaverne, der Kreisring, der spiralenförmige Rohrkanal oder Kavernen mit sternförmigem Grundriß (Bild 66). Im Gegensatz dazu sind unter dem Begriff Mehrraumlösungen solche Behälterformen aufgeführt, bei denen

die Abkühlung der Brennelemente in mehreren Einzelbehältern stattfindet, die dann wiederum die Form einer der oben genannten Einraumlösung haben können. Beispiele derartiger Behälterformen sind in der unteren Hälfte von Bild 66 dargestellt.

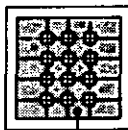


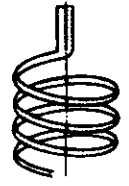
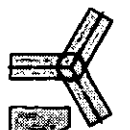

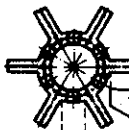
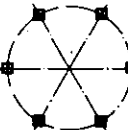
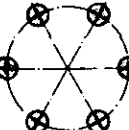
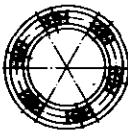
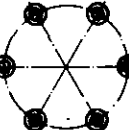
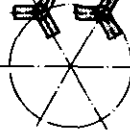
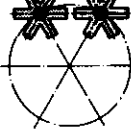
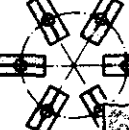
Mögliche Geometrien für Brennelementaufnahmebehälter							
Einraumlösungen	Großraumkaverne (quadratisch)	Großraumkaverne (kreisförmig)	geschlossener Kreis- ringbehälter	spiralenförmiger Kanal	sternförmige Großraumkaverne 3 × 120°	sternförmige Großraumkaverne 6 × 60°	Rechteckkavernen 6 × 60° mit Ver- bundkanal
							
	Brennelemente						
Mehrraumlösungen	Kleinraumkaverne Satellitenbauweise 6 × 60°	Kleinraumkaverne Satellitenbauweise 6 × 60°	Kreisringsegmente 6 × 30°	wie oben Satellitenbauweise 6 × 60°	wie oben Satellitenbauweise 6 × 60°	wie oben Satellitenbauweise 6 × 60°	Rechteckkavernen 6 × 60°
							

Bild 66: Mögliche Geometrien für Brennelementaufnahmebehälter

Die Entscheidung, welcher der möglichen Brennelementaufnahmebehälter die oben genannten Anforderungen am besten erfüllt, wird einmal durch die Größe des abzukühlenden Brennelementvolumens und zum anderen durch die Art der Abkühlung (direkte oder indirekte Abkühlung) der Brennelemente wesentlich beeinflusst.

## 6.2 Direkte und indirekte Brennelementkühlung

Im Hinblick auf die Art des verwendeten Kühlprinzips muß grundsätzlich zwischen der direkten und indirekten Brennelementkühlung unterschieden werden. Beide Kühlprinzipien sind in Bild 67 nebeneinandergestellt.

Bei der direkten Kühlung fallen die Brennelemente nach dem Ausfließen aus dem Core direkt in einen mit Wasser gefüllten Behälter. Der Vorteil dieser Möglichkeit besteht in einer gegenüber der indirekten Kühlung kompakteren Bauweise des Brennelementaufnahmebehälters, da die für die Abkühlung der Brennele-

mente maßgebende, wärmeübertragende Fläche hierbei direkt durch die Oberfläche aller Kugeln gebildet wird und nicht, wie bei der indirekten Kühlung, durch die kühlbare Behälterfläche. Außerdem scheint hierbei ein geringerer finanzieller Aufwand für zusätzliche Aggregate und Kühlkreisläufe erforderlich zu sein.

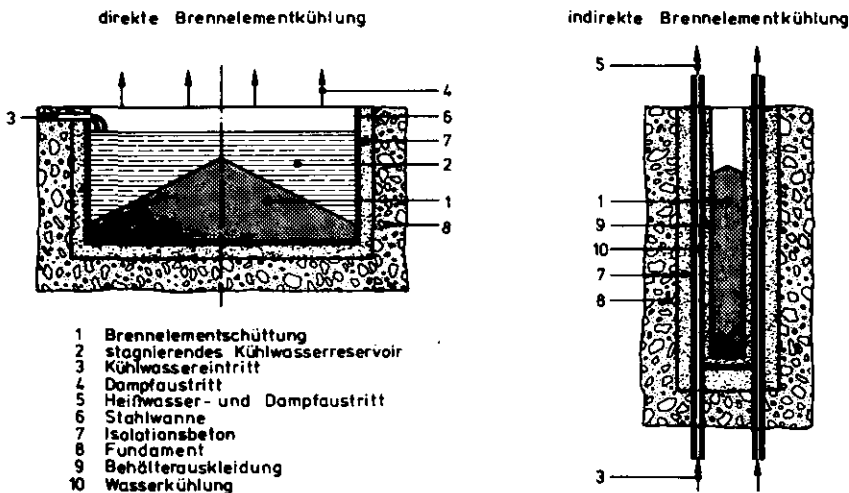


Bild 67:

Direkte und indirekte Brennelementekühlung

Die Abkühlung der Brennelemente erfolgt in einem großen, stagnierenden Wasserreservoir in einem Bruchteil der bei einer indirekten Kühlung benötigten Zeit. Nachteilig bei der direkten Kühlung ist jedoch die kurzfristig anfallende, große Dampfmenge, die erhebliche Abfuhr- und Speicherprobleme beinhaltet, zumal diese während des Abkühlvorganges praktisch nicht kontrollierbar und dosierbar ist wie bei der indirekten Kühlung und zudem noch stark kontaminiert ist. So führen die  $600 \text{ m}^3$  Brennelemente eines PR 3000  $\text{MW}_{\text{th}}$  bei einer Core-schnellentladung, die 2 h nach Ausfall der Zwangskühlung mit einer gemittelten Temperatur aller Brennelemente von  $T_m = 1150^\circ\text{C}$  erfolgt, eine Wärmemenge von rund 400 MWh mit; diese Wärmemenge ist imstande, ca.  $540 \text{ m}^3$  Wasser von  $20^\circ\text{C}$  vollständig zu verdampfen. Will man die anfallende Dampfmenge möglichst gering halten und lediglich ein entsprechend großes Wasserreservoir erhitzen, so werden damit ca.  $4200 \text{ m}^3$  Wasser von  $20^\circ\text{C}$  zum Sieden gebracht oder  $10000 \text{ m}^3$  auf knapp  $50^\circ\text{C}$  erwärmt. Läßt man wegen der Reaktorfundamente eine Großraumkaverne direkt unterhalb des Spannbetonbehälters von maximal 15 m lichtem Durchmesser zu, so erfordern die oben genannten  $4200 \text{ m}^3$  Wasser zuzüglich der hineingeschütteten Brennelemente allein bereits eine Behälterhöhe von 25 m. Aber selbst bei derartig großen Wasserreservoirs kann eine Dampfbildung insbesondere beim Eintauchen der Kugeln in das Wasser und zu Beginn der Abkühlphase nicht ausgeschlossen werden. Da der Dampf kontaminiert ist, müßte er ins Containment abgelassen werden. Offen ist in diesem Zusammenhang auch noch die Frage, ob es



bei einem so großen, eng zusammenhängenden Brennelementvolumen nicht zu einer durchgehenden Dampfpolsterbildung an der Oberfläche der Kugelschüttung kommen kann, so daß das Wasser anfänglich gar nicht zu allen Brennelementen vordringen kann, und wenn ja, ob und in welchem Umfang dadurch kurz nach der Core-schnellentladung noch örtliche Aufheizungen im Brennelementaufnahmebehälter stattfinden. Neben dem Problem, die anfallenden, kontaminierten Dampfmen gen umweltfreundlich abzuführen, besteht eine zweite Hauptschwierigkeit in der Gefahr der Wassergasbildung. Dieses entsteht bei Temperaturen oberhalb von ca.  $800^{\circ}\text{C}$  durch die teilweise Zerlegung des Kühlwassers in seine Elemente ( $\text{C} + \text{H}_2\text{O} \longrightarrow \text{CO} + \text{H}_2$ ). Die eigentliche Gefahr der Wassergasbildung ist da- rin zu sehen, daß die exakt anfallende Wassergasmenge wahrscheinlich nur durch umfangreiche Experimente ermittelt werden kann und die Zündgrenzen der ver- schiedenen Wassergas-Systeme außerordentlich stark schwanken. So liegen die Zündgrenzen für ein Wassergas/Luft-System z. B. im Containment zwischen 4,1 und 75 Vol.-%, und für ein Wassergas/Luft/Helium-System zwischen ca 23 Vol.-% Wassergas und 78 Vol.-% Helium in Luft /48/. Um die hier angesprochenen Pro- bleme und die Randbedingungen bei der direkten Abkühlung der Brennelemente in Wasser genauer kennenzulernen, werden zur Zeit erste, praktische Versuche am Institut für Reaktorentwicklung der KFA vorbereitet /66,67,68/. Untersuchungsschwerpunkte sind dabei u. a. die Korrosion der Brennelemente sowie das phy- sikalisch chemische Verhalten großer Mengen heißer Graphitkugeln beim plötz- lichen Eintauchen in ein Wasserbad.

Im Gegensatz dazu basiert die indirekte Kühlung auf einer vollständigen, phy- sikalischen Trennung der heißen Brennelementschüttung und dem Kühlmedium Was- ser. Nachteilig bei dieser Kühlungsart ist die für eine wirkungsvolle Wärme- abfuhr notwendige, möglichst große Kühlfläche. Als vorteilhaft gegenüber der direkten Kühlung sind insbesondere die Vermeidung einer Wassergasbildung und der hierbei nicht kontaminierte Dampf zu nennen.

In einer früheren Arbeit /69/ wurde die Abkühlung der Brennelemente in einer mit einem Raster von Kühlkanälen durchzogenen Großraumkaverne ( $D=15\text{m}$ ,  $H=7\text{m}$ ) untersucht (Bild 68).

Dieses System arbeitet praktisch auf der Basis des Naturumlaufes des Wassers; die Kühlsäulen sind nach dem Prinzip der kommunizierenden Röhren mit einem ständig bereitstehenden Wasserreservoir von knapp  $8500\text{ m}^3$  Volumen verbunden, aus dem das in den Kühlsäulen verdampfende Wasser im Störfall aufgefüllt wird. Der Vorteil dieser Lösung liegt in der weitgehenden Unabhängigkeit von tech- nischen Hilfsaggregaten während des Störfalles; Schwierigkeiten bereiten je-

doch die Aufbereitung der großen, ständig bereitstehenden Wassermengen, das thermodynamische Verhalten des Systems bei evtl. Nichtöffnen eines oder mehrerer Kugelabzugsrohre sowie die räumliche Unterbringung der sechs Absperrorgane im Brennelemententnahmeraum.

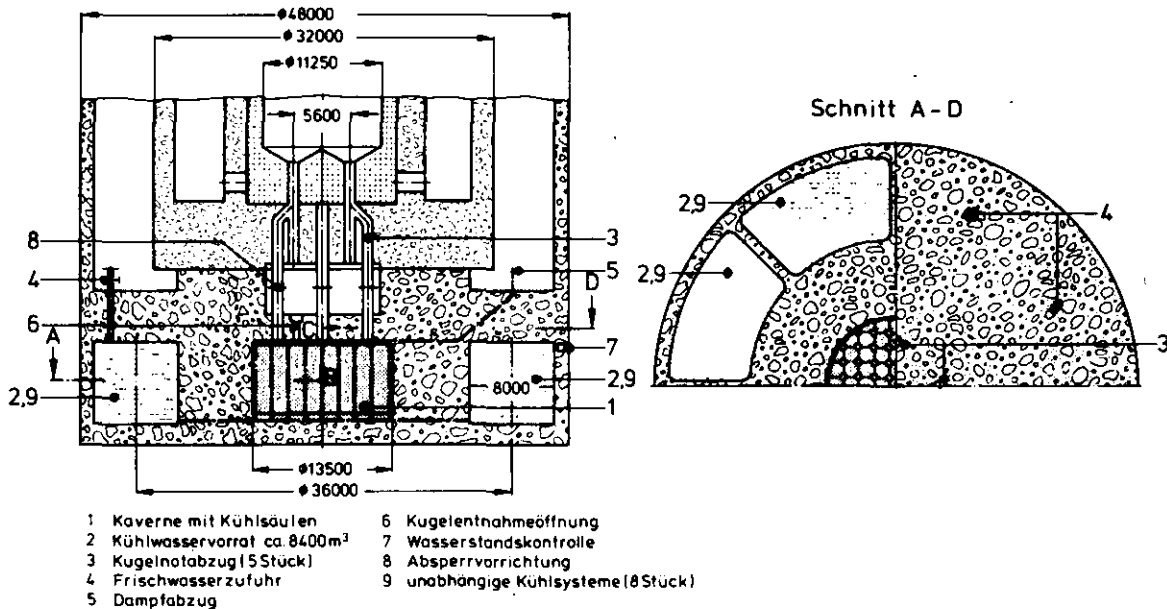


Bild 68: Indirekte Kühlung der Brennelemente in einer Großraumkaverne /69/

Insbesondere unter Berücksichtigung des erforderlichen Platzbedarfes der für eine Coreschnellentladung speziell entwickelten Absperrorgane (vgl. Kap. 5) und unter der Annahme eines möglicherweise ungleichmäßigen Kugelfließens während der Coreschnellentladung wird in der vorliegenden Arbeit die Eignung eines kreisringförmigen Brennelementaufnahmebehälters näher untersucht (vgl. Bild 20). Die Gründe dafür sind folgende:

- 1.) Um das Nutzvolumen des Aufnahmebehälters insbesondere bei ungleichmäßigem Ausfließen des Coreinhaltes oder bei evtl. Nichtöffnen eines der sechs Rohrleitungssysteme besser auszunutzen, wird aus sicherheitstechnischen Gründen hier die Einraumlösung einer Mehrraumlösung vorgezogen.
- 2.) Aufgrund des großen, abzukühlenden Brennelementvolumens von  $600 \text{ m}^3$  scheiden Großraumkavernen mit sternförmigem Grundriß wegen des für eine wirkungsvolle Kühlung erforderlichen, großen Höhe/Breite - Verhältnisses praktisch aus. Der spiralenförmige Kanal bereitet neben fertigungstechnischen Problemen insbesondere bei der Zusammenführung der sechs Rohrleitungssysteme zu einem Kanal und dabei speziell wegen seines Durchmesser/Länge-Verhältnisses Schwierigkeiten bezüglich einer zu großen, nachträglichen Aufheizung der Brennele-

mente. Die quadratische und kreisförmige Großraumkaverne ist auf einen lichten Durchmesser von ca. 15 m begrenzt; beim Übergang auf größere Durchmesser von Hohlräumen unterhalb des Spannbetonbehälters ist die übliche Fundamentkonstruktion durch einen aufwendigen Stützpfeilerverband zu ersetzen, der durch die Großraumkaverne hindurchgeführt werden muß und darunter in eine entsprechend dimensionierte Fundamentplatte übergeht. Zusätzlich wird eine derartige Stützpfeilerkonstruktion außer bei den rein bautechnischen Problemen auch erhebliche Schwierigkeiten hinsichtlich der Auslegung für ein Sicherheitserdbeben im Genehmigungsverfahren bereiten. Berücksichtigt man bei der Dimensionierung einer derartigen Großraumkaverne neben dem natürlichen Schüttwinkel der Brennelemente von ca.  $30^\circ$  und evtl. Ungleichmäßigkeiten beim Ausfließen der Brennelemente aus dem Core das für eine indirekte Kühlung erforderliche, relativ dichte Raster der Kühlkanäle, so sind auch hier Behälterhöhen von 10 m und mehr zu erwarten.

3.) Um eine möglichst hohe Wärmeabfuhr aus dem Behälter direkt nach der Core-schnellentladung zu gewährleisten, ist eine ausreichend große Kühlfläche erforderlich. Diese kann bei dem hier gewählten Kreisring relativ einfach durch Veränderung der Querschnittsgeometrie des Kreisringes sowie des mittleren Behälterdurchmessers den wärmetechnischen Erfordernissen angepaßt werden. Gleichzeitig bietet eine derartige Behälterform den Vorteil, die wärmeübertragende Kühlfläche durch Veränderung der Behälterquerschnittsgeometrie in weiten Bereichen variieren zu können. Dadurch ist eine Kühlung der Brennelemente sowohl mit Zwangsumlauf als auch mit Naturumlauf des Wassers möglich.

Geht man davon aus, daß die Kühlung der Brennelemente hauptsächlich über die vertikale Behälteraußenfläche erfolgt, so wird diese direkt durch den mittleren Behälterdurchmesser  $R$ , die Behälterbreite  $b$  und die mittlere Schütthöhe der Brennelemente im Behälter  $h$  festgelegt. Die Abhängigkeit dieser drei Größen im Zusammenhang mit dem insgesamt zu lagernden Brennelementvolumen von  $600 \text{ m}^3$  zeigt Bild 69.

Aufbau und Auslegung des verwendeten Kühlsystems werden in Kap. 6.4 behandelt.

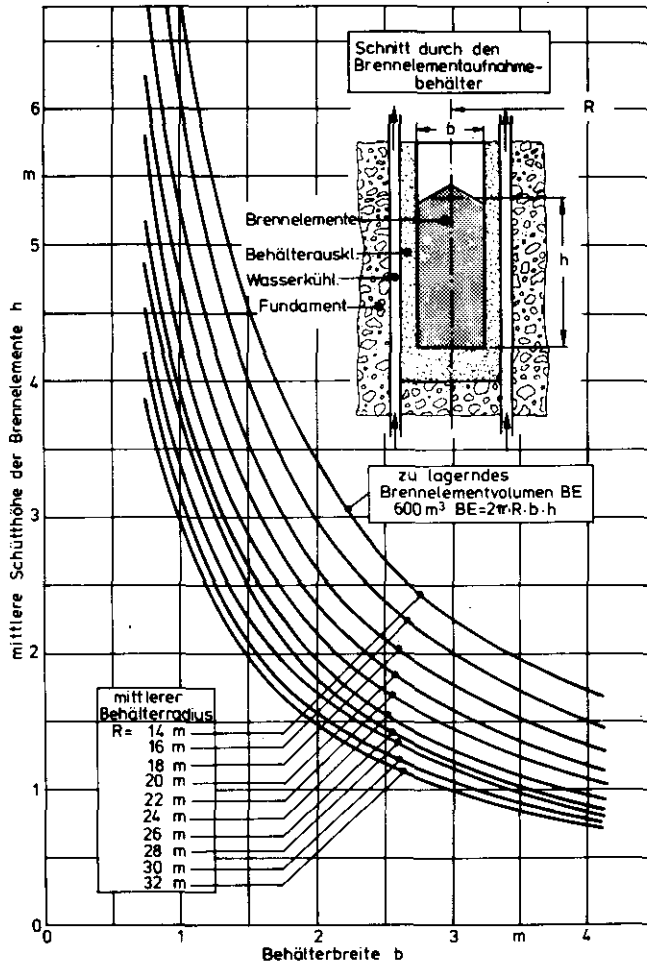


Bild 69:

Abhängigkeit der mittleren Schütthöhe der Brennelemente von der Behälterbreite und dem mittleren Behälterdurchmesser

### 6.3 Parameteruntersuchung über die Wirksamkeit der indirekten Kühlung

Nach der Festlegung auf einen Kreisringbehälter zur Aufnahme der Brennelemente werden anhand von Parameteruntersuchungen Grenzwerte für eine Behälterauskleidung und eine geeignete Behälterquerschnittsgeometrie zu finden versucht; entscheidend für die Festlegung derartiger Grenzwerte ist dabei der zeitliche Temperaturverlauf im Brennelementeaufnahmebehälter insbesondere während der ersten Stunden nach der Coreschnellentladung. Unter diesem Gesichtspunkt werden die folgenden Parameter näher betrachtet:

- Einfluß der Wärmedurchgangszahl der Behälterwand  $k$
- Einfluß des Auslösezeitpunktes der Coreschnellentladung nach vorausgegangenem, unterschiedlich langem Ausfall der Zwangskühlung des Cores
- Einfluß der Behälterbreite  $b$

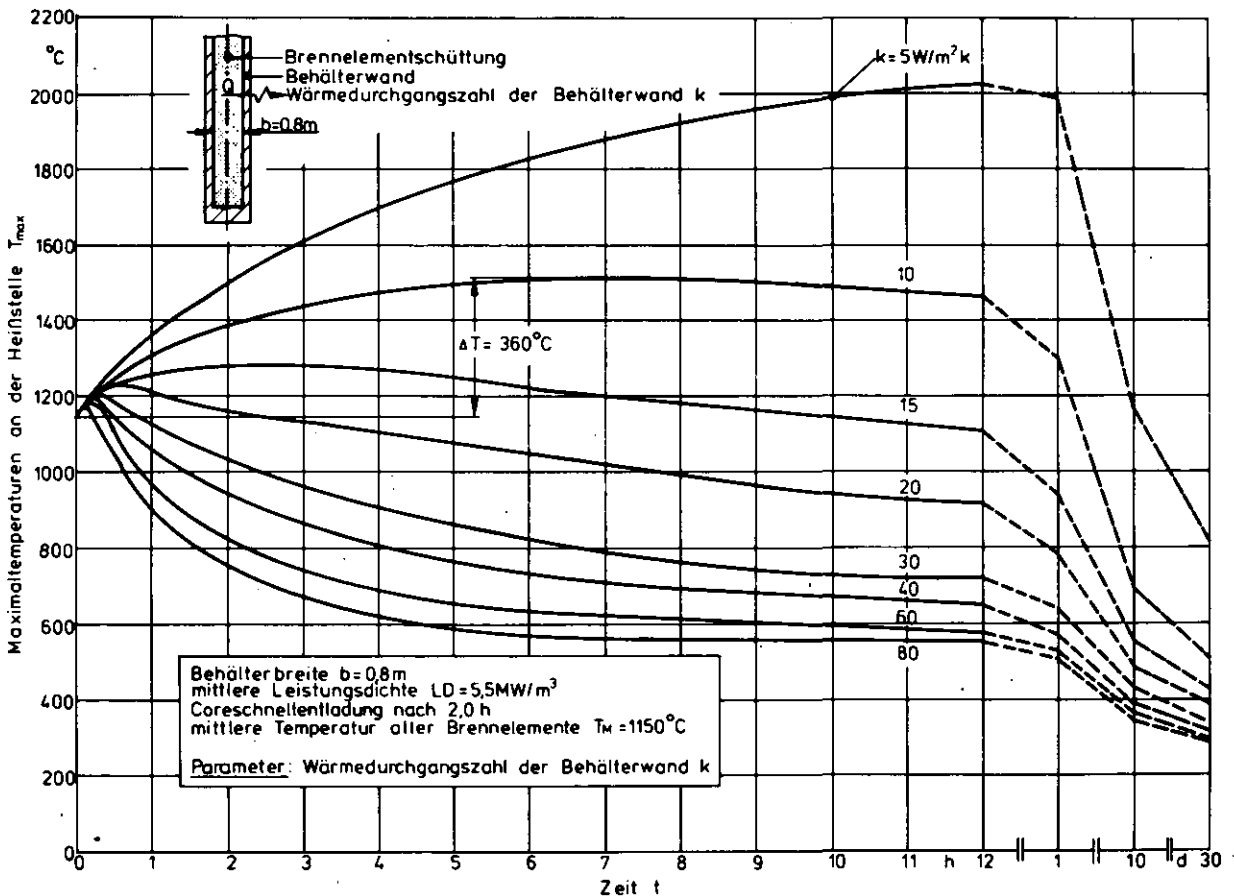
Anhand von Bild 70 ist zu erkennen, daß die Wärmedurchgangszahl der Behälterwand  $k$  wesentlich den zeitlichen Verlauf der Maximaltemperatur in der Behälterachse mitbestimmt. Die Wärmedurchgangszahl  $k$  ist ein Maß für die Wärme-

menge  $Q$ , die zwischen zwei durch ebene Wände mit der Fläche  $F$  getrennte Medien der Temperaturen  $T_i$  und  $T_a$  ausgetauscht werden kann. Es gilt:

$$Q = k \cdot F \cdot (T_i - T_a)$$

mit  $k = \frac{1}{\sum_{i=1}^m \frac{s_i}{\lambda_i} + \sum_{k=1}^n \frac{1}{\alpha_k}}$

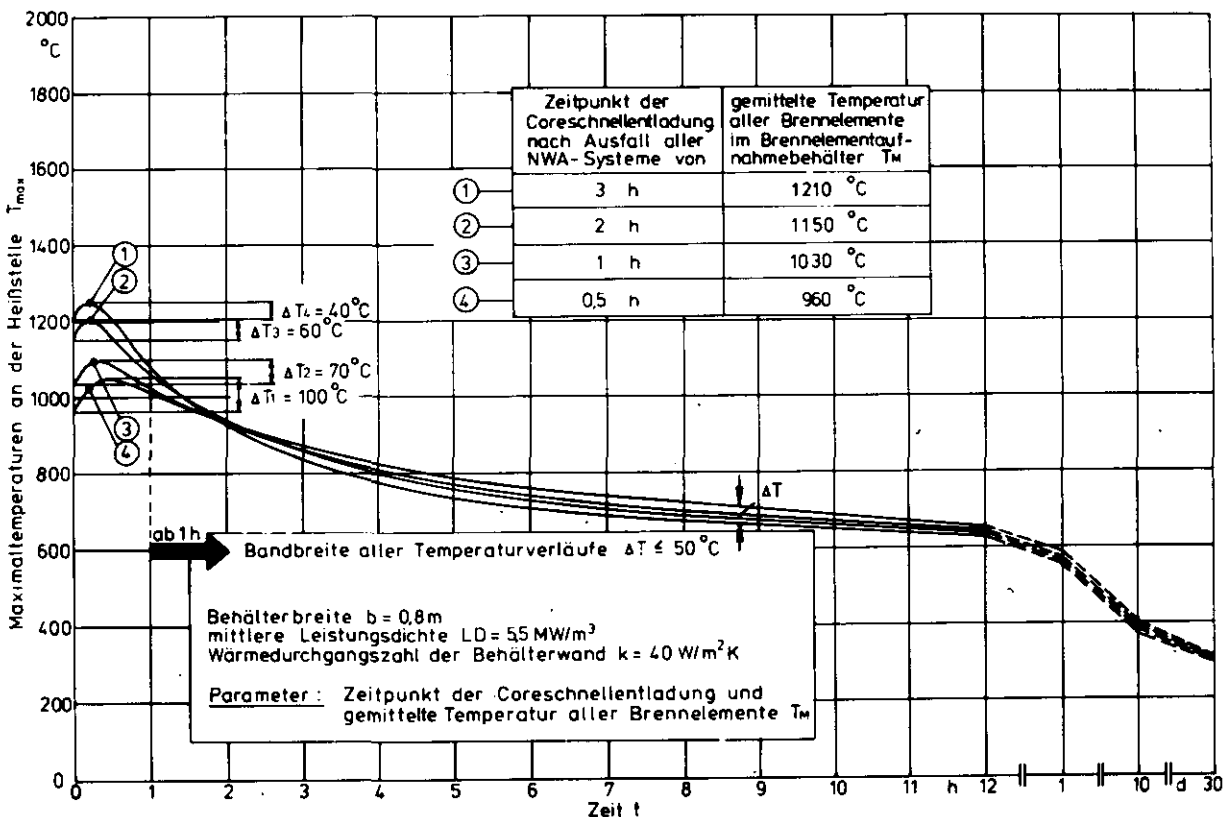
Dabei sind  $s_i$  die Wandstärken und  $\lambda_i$  die Wärmeleitfähigkeiten der  $m$  zwischen den beiden Medien liegenden, ebenen Wände und  $\alpha_k$  die Wärmeübergangszahlen an den  $n$  verschiedenen Grenzflächen. Da speziell eine Möglichkeit einer technisch realisierbaren Behälterauskleidung in Kap. 6.4.4 näher besprochen wird, soll hier unabhängig von dem späteren, tatsächlichen Wandaufbau die Wärmedurchgangszahl als Parameter für die Wärmemenge untersucht werden, die pro  $m^2$  Kühlfläche und Grad Temperaturdifferenz aus dem Brennelementaufnahmebehälter abgeführt werden kann.



**Bild 70:** Zeitlicher Verlauf der Maximaltemperaturen im Brennelementaufnahmebehälter. Parameter: Wärmedurchgangszahl der Behälterwand  $k$

Bei den in Bild 70 angegebenen Randbedingungen darf die Wärmedurchgangszahl  $k$  nicht kleiner sein als  $k = 15 \text{ W/m}^2\text{K}$ ; ansonsten entstehen in den ersten Stunden nach dem Einfüllen der Brennelemente im Aufnahmebehälter relativ große Temperaturüberschläge von z. B.  $\Delta T = 360^\circ\text{C}$  bei  $k = 10 \text{ W/m}^2\text{K}$ . Bei noch kleineren Wärmedurchgangszahlen heizen sich die Brennelemente infolge der Nachwärmeproduktion praktisch ähnlich wie im Core kontinuierlich weiter auf ( $k = 5 \text{ W/m}^2\text{K}$ ). Eine derartig hohe Isolationswirkung der Behälterwand ist unbedingt zu vermeiden, da andernfalls das Ziel der Coreschnellentladung, nämlich die gesicherte Nachwärmeabfuhr und langfristige Abkühlung der Brennelemente, verfehlt wäre. Mit größeren Wärmedurchgangszahlen werden die Temperaturüberschläge kleiner (z. B.  $k = 40 \text{ W/m}^2\text{K}$ ,  $\Delta T = 60^\circ\text{C}$ ) und während des gleichen Abkühlzeitraumes nehmen die Maximaltemperaturen im Aufnahmebehälter tendentiell stärker ab.

In Bild 71 ist der Einfluß des Auslösezeitpunktes der Coreschnellentladung auf den zeitlichen Temperaturverlauf im Aufnahmebehälter dargestellt.



**Bild 71:** Zeitlicher Verlauf der Maximaltemperaturen im Brennelementaufnahmebehälter. Parameter: Auslösezeitpunkt der Coreschnellentladung

In Kapitel 3 ist bereits darauf hingewiesen worden, daß mit steigender Ausfallzeit der Fremdkühlung die mittlere Temperatur aller Brennelemente im Core

stetig ansteigt; dieses unterschiedliche Temperaturniveau wird hier durch die gemittelte Anfangstemperatur  $T_M$  der Brennelemente zu Beginn der jeweiligen Rechnung berücksichtigt. Wegen der zu Beginn der Reaktorabschaltung relativ hohen Nachwärmeproduktion der Brennelemente ist der Temperaturüberschlag bei einer Coreschnellentladung, die bereits 30 min nach Ausfall der Zwangskühlung stattfindet, mit  $\Delta T_4 = 100^\circ\text{C}$  etwa doppelt so hoch wie bei einer solchen nach ca. 3 h, wenn man in beiden Fällen eine Wärmedurchgangszahl von  $k = 40\text{W/m}^2\text{K}$  zugrundelegt. Andererseits liegt die mittlere Temperatur aller Brennelemente beim Ausfall der Zwangskühlung nach 0,5 h mit  $960^\circ\text{C}$  rund  $250^\circ\text{C}$  unter der nach 3 h. In keinem Fall wird aber bei den hier gewählten Randbedingungen die  $1300^\circ\text{C}$ -Grenze überschritten. Nach den unterschiedlich hohen Temperaturüberschlägen zu Beginn des Abkühlvorganges liegen bereits nach 1 h alle Temperaturverläufe innerhalb einer Bandbreite von  $\Delta T = 50^\circ\text{C}$  und sind damit praktisch vom Auslösezeitpunkt der Coreschnellentladung unabhängig.

Als letzter Parameter wird der Einfluß der Behälterbreite  $b$  auf den zeitlichen Abkühlvorgang der Brennelemente untersucht (Bild 72).

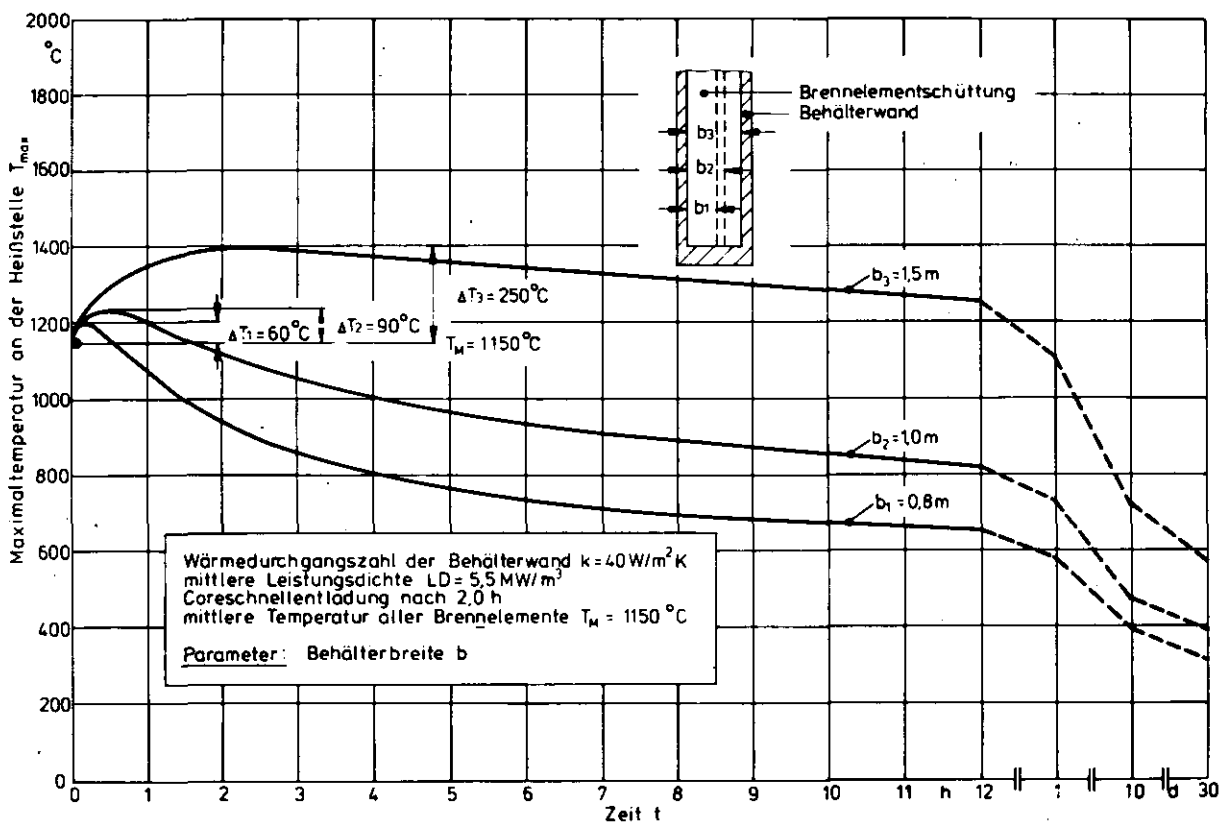


Bild 72: Zeitlicher Verlauf der Maximaltemperaturen im Brennelementenaufnahmebehälter. Parameter: Behälterbreite  $b$

Zum besseren, direkten Vergleich der einzelnen Abhängigkeiten wird hier wiederum eine Wärmedurchgangszahl von  $k = 40 \text{ W/m}^2\text{K}$  angenommen. Die Randbedingungen zu Beginn des Abkühlvorganges sind für alle drei betrachteten Behälterbreiten gleich. Man erkennt deutlich, daß auch die Behälterbreite  $b$  - ähnlich wie bereits auch die Wärmedurchgangszahl  $k$  - einen nicht zu vernachlässigenden Einfluß auf den zeitlichen Verlauf und den absoluten Wert der Maximaltemperaturen hat. So steigen bei einer Verdoppelung der Behälterbreite von  $b = 0,8 \text{ m}$  auf  $b = 1,5 \text{ m}$  der Temperaturüberschlag etwa um den Faktor 4 von  $\Delta T_1 = 60^\circ\text{C}$  auf  $\Delta T_3 = 250^\circ\text{C}$  und die jeweils erreichte Maximaltemperatur von ca.  $1200^\circ\text{C}$  auf  $1400^\circ\text{C}$  an. Der Grund für diese hohe Aufheizung liegt einmal in der bei großen Behälterbreiten insgesamt kompakteren Lagerung der Brennelemente und der bei einer Breite von  $b = 1,5 \text{ m}$  im Vergleich zu  $b = 0,8 \text{ m}$  fast um den Faktor 2 verkleinerten Kühlfläche für die Wärmeabfuhr aus dem Behälter.

#### 6.4 Aufbau und Auslegung der Behälterkühlung

Aufgrund der Untersuchungen von Kap. 6.3 werden die Daten des Kreisringbehälters wie folgt festgelegt:

Wärmedurchgangszahl der Behälterwand	$k = 40 \text{ W/m}^2\text{K}$
mittlerer Behälterdurchmesser	$D = 50 \text{ m}$
lichte Behälterbreite	$b = 0,8 \text{ m}$

Aus den beiden zuletzt genannten Abmessungen ergibt sich gemäß Bild 69 eine mittlere Schütthöhe der Brennelemente von  $h = 4,8 \text{ m}$ . Für die hier betrachtet indirekte Kühlung der Brennelemente werden 2 Alternativen auf ihren möglichen Einsatz untersucht.

##### 6.4.1 Kühlung durch ein stehendes Wasserreservoir

Zunächst wird überprüft, ob es möglich ist, die Brennelemente mit Hilfe eines beiderseits des Behälters befindlichen, stehenden Wasserreservoirs allein durch Naturkonvektion und Wasserverdampfung abzuführen (Bild 73).

Die Brauchbarkeit dieses Systems wird im wesentlichen durch die Auslegung der Behälterauskleidung bestimmt. Diese muß so abgestimmt sein, daß die Oberflächentemperatur  $\Delta T_{\text{OW}}$  der Stahlwand gegenüber dem an sie grenzenden, siedenden Wassers möglichst nur 15 bis  $20^\circ\text{C}$  beträgt.



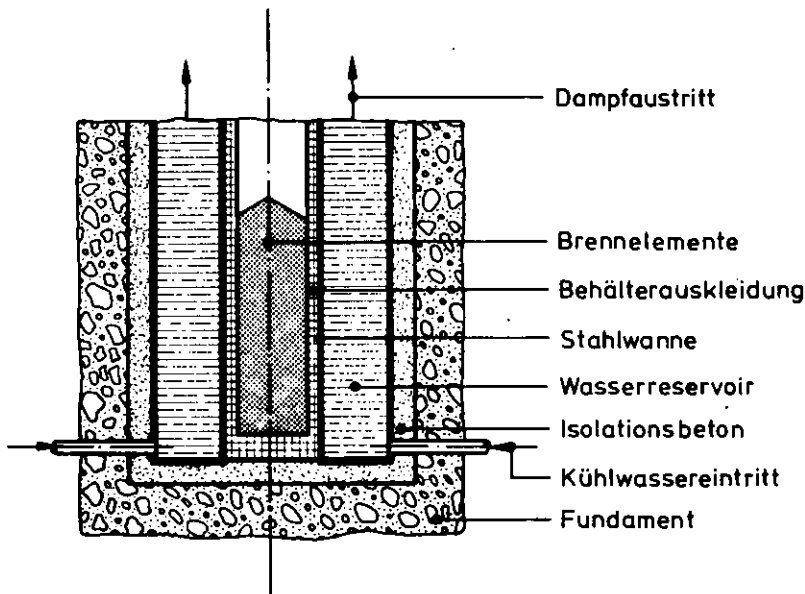


Bild 73:

Abkühlung der Brennelemente mit Hilfe eines großen Wasserreservoirs ohne Zwangsumlauf

Während bei kleinen Übertemperaturen der Wand ( $\Delta T_{0W} \leq 6^\circ\text{C}$ ) nur am oberen Flüssigkeitsspiegel eine Verdampfung stattfindet, setzt bei größeren Übertemperaturen an der Heizfläche eine Dampfblasenbildung ein ( $\Delta T_{0W} \approx 7 \div 25^\circ\text{C}$ ). Die aufsteigenden Dampfblasen erhöhen dabei die Flüsskeitszirkulation erheblich und verbessern gleichzeitig damit auch den Wärmeübergang. Bei sehr großen Übertemperaturen ( $\Delta T_{0W} > 30^\circ\text{C}$ ) schließen sich jedoch die Blasen an der Heizfläche zu einem Dampffilm zusammen. Gleichzeitig sinkt der Wärmeübergangskoeffizient unter Werte des Konvektionssiedens ab, so daß der Wärmeübergang von der Wand zum siedenden Wasser dann wegen der geringen Wärmeleitfähigkeit des Dampfes sehr schlecht wird (Bild 74).

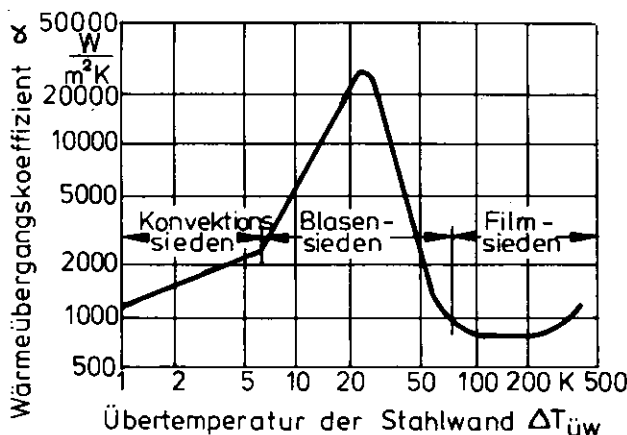


Bild 74:

Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Übertemperatur der Stahlwand /40/

Durch diese örtlich sehr schlechte Wärmeabfuhr infolge des Dampfpolsters wird die Stahlwand von der Brennelementseite noch stärker aufgeheizt, so daß sich der oben genannte Effekt bei einmaligem Auftreten ohne Zusatzmaßnahmen von außen zunehmend weiter ausbilden kann. Wegen der unterbrochenen Wärmeabfuhr kann die Übertemperatur plötzlich von  $30^\circ\text{C}$  auf Werte von mehreren hundert Grad ansteigen und zu einer lokalen Überhitzung der Stahlwand führen. Legt

man andererseits die Behälterauskleidung hinsichtlich der möglichen Übertemperaturen konservativer aus, so besteht die Gefahr einer erhöhten Isolationswirkung und einer unzulässig hohen Aufheizung der Brennelemente im Aufnahmebehälter. Eine solche Maßnahme würde aber zu den in Bild 70 gezeigten Temperaturverläufen bei niedrigen Wärmedurchgangszahlen  $k$  führen.

Insbesondere aus den oben genannten Gründen wird die Kühlung des Behälters mit Hilfe eines stagnierenden Wasserreservoirs in dieser Arbeit nicht näher untersucht; stattdessen wird hier ein Umlaufsystem vorgeschlagen und im folgenden auf seine Brauchbarkeit überprüft.

#### 6.4.2 Kühlung durch ein Umlaufsystem

Als eine wirkungsvolle Kühlmöglichkeit wird eine an beiden Seiten des Behälters zu installierende Flossenwand ausgewählt, die in großem Umfang auch in der konventionellen Verdampfertechnik Verwendung findet /70/(Bild 75).

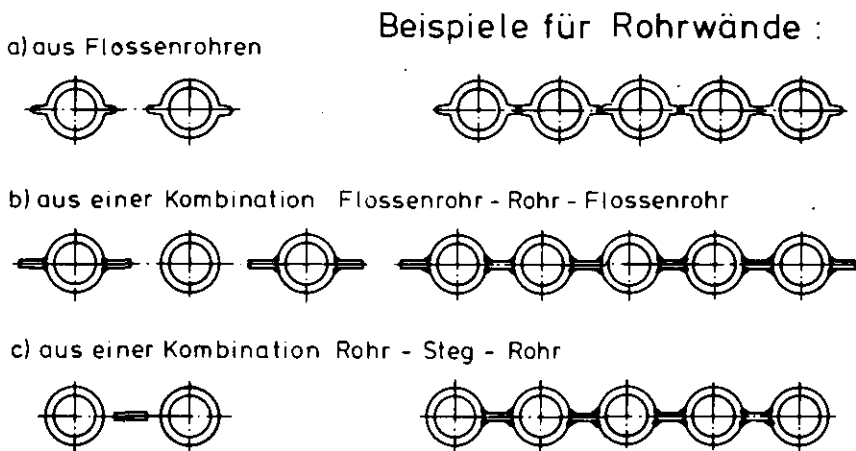
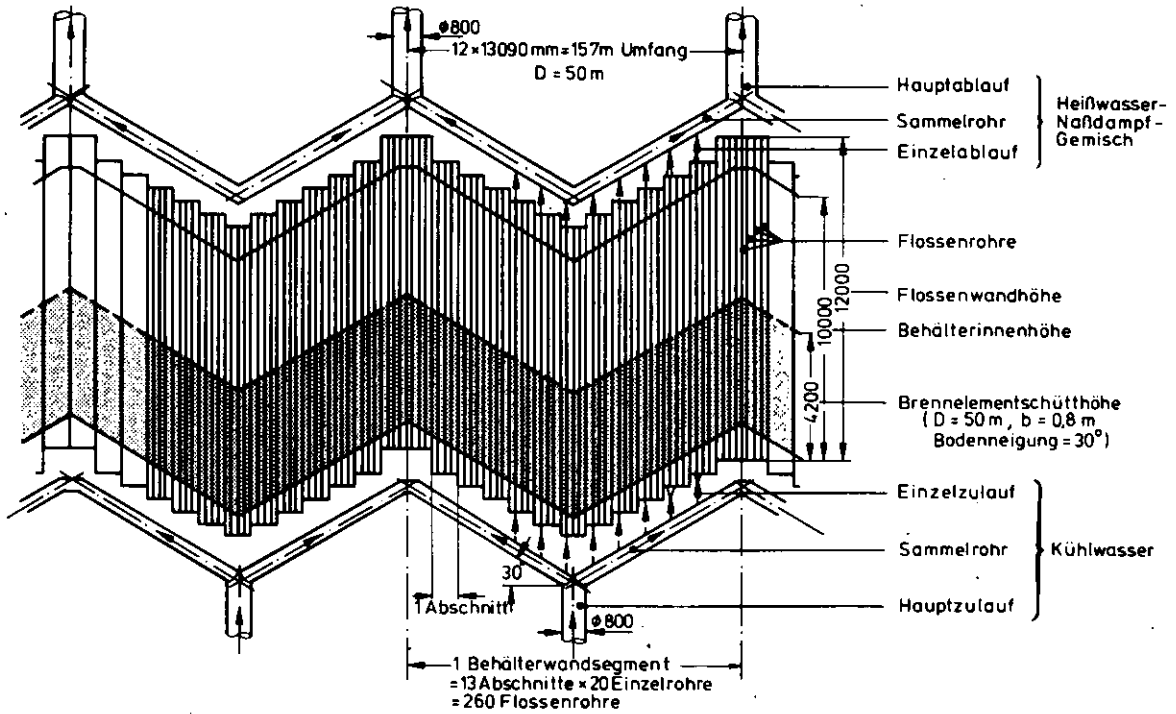


Bild 75:

Konstruktionsbeispiele  
für Rohrwände

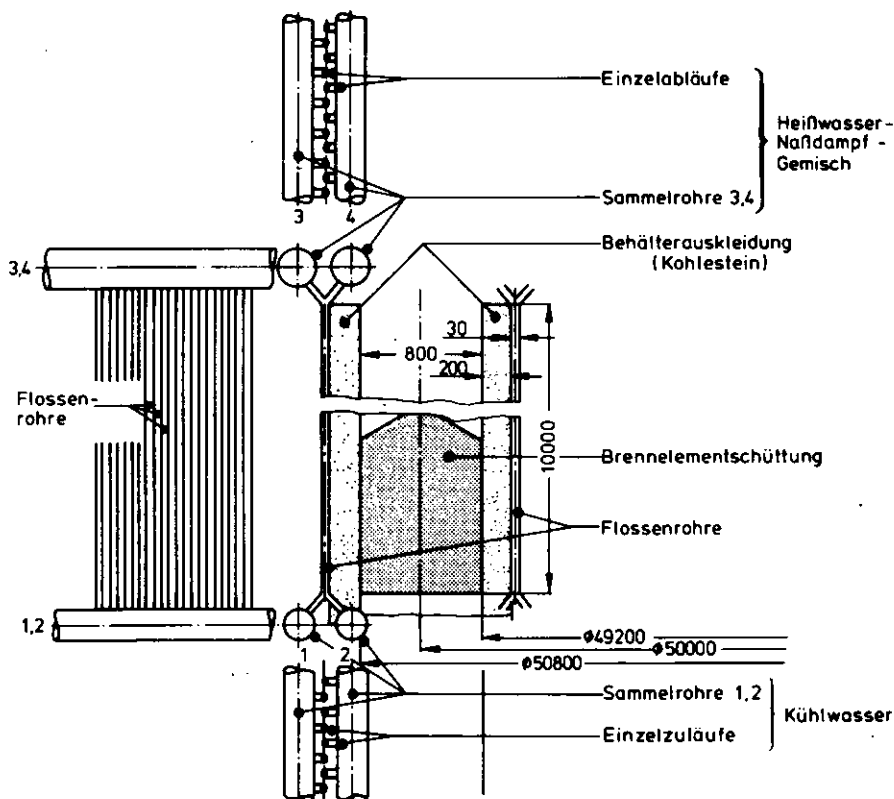
Derartige Flossenwände entstehen durch Verschweißen der verschiedenen Rohr-Steg-Kombinationen. Für die Auslegung der Behälterkühlung werden hier nahtlos kaltgewalzte Flossenrohre ausgewählt, die mit Rohraußendurchmessern von 26,9 bis 63,5 mm und Herstelllängen bis zu 13m am Markt erhältlich sind. Jeweils 20 dieser Flossenrohre werden zu einem Abschnitt von ca. 1m Breite zusammengeschweißt; entsprechend dem Gefälle des Brennelementaufnahmebehälters werden insgesamt 13 Abschnitte zu einem Behälterwandsegment von 13m Länge ergänzt (Bild 76).

Entsprechend dem Umfang von 157 m ergeben sich zu beiden Seiten des Behälters zusammen 24 Behältersegmente, von denen jedes ein zweifach ausgelegtes Kühlsystem besitzt. Die zwei Hauptkühlwasserzuläufe münden jeweils in zwei um  $30^\circ$



**Bild 76:** Kühlung der Flossenwand

ansteigende Sammelrohre; diese speisen jeweils die ersten beiden von insgesamt vier nebeneinanderliegenden Flossenrohren mit Kühlwasser. Nach dem Durchströmen der 12m langen Rohre wird das inzwischen erhitze Wasser-Dampf-Gemisch



**Bild 77:**

Querschnitt durch den Brennelement-aufnahmebehälter

nach dem gleichen Prinzip wie bei der Kühlwasserzugabe wieder gesammelt und durch jeweils zwei Hauptabläufe je Behältersegment abgeführt. Zur Verdeutlichung des zweifach ausgelegten Kühlsystems ist in Bild 77 der Behälter mit der Flossenwand und den Sammelrohren noch einmal in einer Schnittdarstellung abgebildet.

Einen Überblick über den gesamten Kühlkreislauf gibt das Schaltbild (Bild 78). In der Flossenwand (1) wird das durch die Fallrohre (10) mit Hilfe von Pumpen (11) geförderte Kühlwasser erhitzt. Es tritt als Heißwasser-Dampf-Gemisch (2) durch Steigrohre (3) in eine Dampfsammeltremme (5) ein. Durch ein Siebblech (7) wird der Dampfstrom (6) weitgehend von Wassertröpfchen befreit; die Höhe des Speisewasserspiegels (8) in der Dampfsammeltremme wird durch eine Füllstandanzeige (9) überwacht; damit dem Dampf nach Überwindung der Rohrreibungsverluste auch nach dem Eintritt in (5) noch eine ausreichende Druckdifferenz für die Entspannung zur Verfügung steht, wird das gesamte Kühlsystem mit Hilfe eines Druckhalteventils (14) ständig unter einem Druck von  $p = 5 \text{ bar}$  gehalten. Beim Überschreiten dieses Systemdruckes

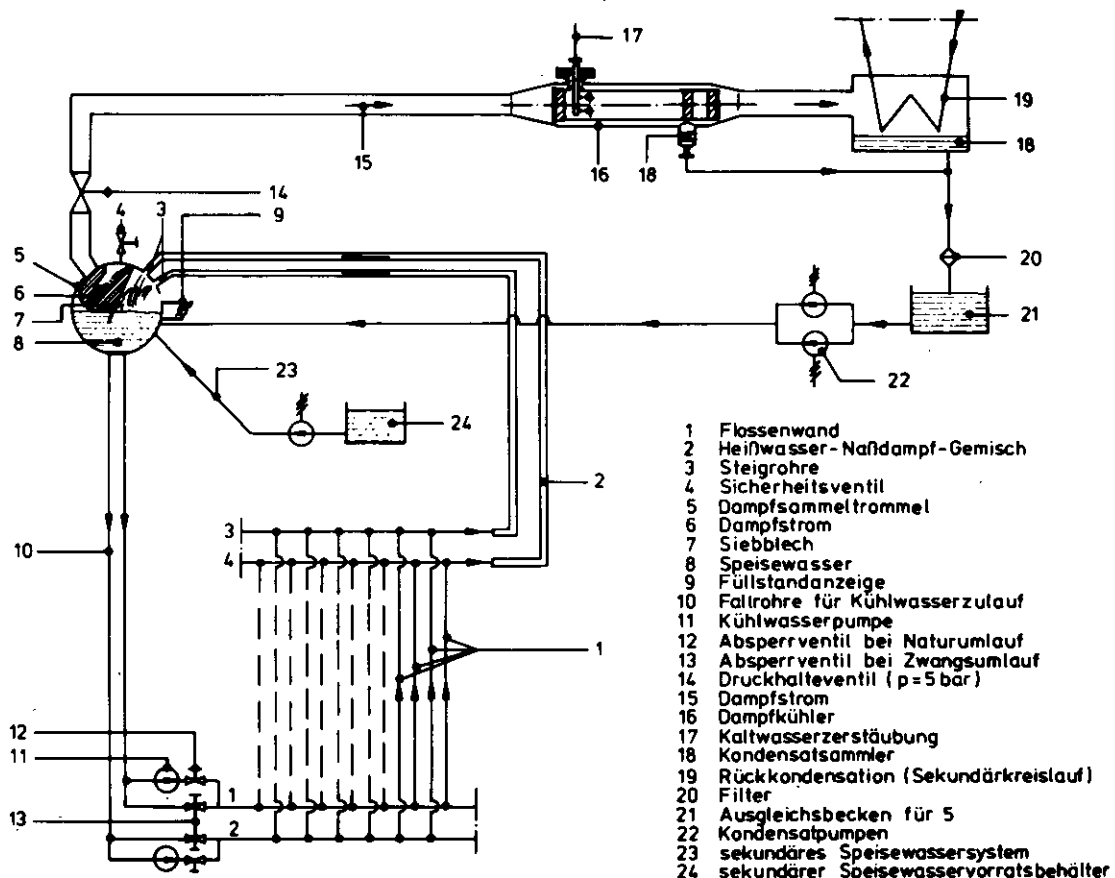


Bild 78: Schaltbild des Kühlkreislaufes

öffnet das Druckhalteventil, und Dampf (15) strömt zur Rückkühlung in einen Dampfkühler (16). Darin wird durch Einblasen eines Kaltwassernebels (17) bereits ein Teil des Dampfstromes kondensiert (18); der noch nicht kondensierte Rest wird anschließend durch einen sekundären Kühlkreislauf (19) noch weiter heruntergekühlt und vollständig rückkondensiert. Das Kondensat von (16) und (19) wird durch einen Filter (20) geleitet und in einem Ausgleichsbecken (21) gesammelt. Sinkt der Wasserstand in der Dampfsammeltrommel unter einen zulässigen Grenzwert ab, so wird dieser zunächst aus (21) mit Hilfe von Kondensatpumpen (22) wieder aufgefüllt. Reicht dies nicht aus oder sind die Pumpen defekt, steht zusätzlich ein sekundäres Speisewassersystem (23) mit eigenem Vorratsbehälter (24) noch zur Verfügung. Dabei soll das sekundäre Speisewassersystem speziell dann in Anspruch genommen werden, wenn im Kühlsystem der Übergang vom Zwangsumlauf auf Naturumlauf erfolgt. Gleichzeitig müssen in einem solchen Fall die Kühlwasserpumpen (11) durch Absperrventile (12) aus dem Kühlkreislauf herausgenommen werden und die Ventile für den Naturumlauf (13) geöffnet werden. Bei einem etwaigen Ausfall des von der Dampfsammeltrommel abzweigenden, parallelgeschalteten Dampfkühlkreislaufes besteht auch die Möglichkeit, den bei dieser indirekten Kühlungsart nicht kontaminierten Dampf über das Sicherheitsventil (4) an der Dampfsammeltrommel und über einen Schalldämpfer in die Atmosphäre abzublasen. Geht man dabei konservativ von einer anfangs stündlich abzuführenden Wärmemenge von 40 MWh aus (vgl. Bild 84), so entspricht dies einer verdampften Wassermenge von ca.  $70 \text{ m}^3/\text{h}$ . Die Deckung des Speisewasserbedarfs kann dann zunächst aus (21) und (24) und später durch zusätzliche Maßnahmen extern erfolgen (Bild 79).

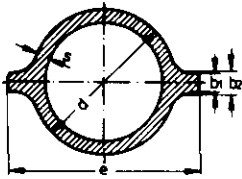
Kühlwasserzufuhr	Leistungsbegrenzung
aus Fluß	durch Pumpaggregate
aus Oberflurhydrant	ca. $2 \text{ m}^3/\text{min}$
mittels fahrbarer Dieselaggregate	ca. $2 \text{ m}^3/\text{min}$
mittels Tankfahrzeugen	ca. $30 \text{ m}^3/\text{Fahrzeug}$

Bild 79:

Externe Maßnahmen  
zur Deckung des  
Kühlwasserbedarfs

#### 6.4.3 Auslegung der Behälterkühlung

Die für die Behälterkühlung vorgesehene Flossenwand besteht aus nahtlos kaltgewalzten Flossenrohren, die an ihren Flossen gasdicht verschweißt werden. Die ausgewählten Abmessungen der Flossenrohre sowie die lieferbaren Werkstoffqualitäten entsprechen den Herstellerangaben aus /71/ (Bild 80).



Abmessungen				
Rohr außen- durchmesser d	Profil- breite e	Flossen- dicke b <sub>1</sub> b <sub>2</sub>	Rohr wand- dicke s	Herstelllänge je nach Wanddicke
mm	mm	mm	mm	ca. m
30	42,5 ... 47,5	5 6	4 ... 5	10,5 ... 12
Werkstoffqualitäten				
ST 37 - 2		15 Mo 3		
13 Cr Mo 44		10 Cr Mo 9 10		

Bild 80:

Abmessungen und  
Werkstoffquali-  
täten der verwen-  
deten Flossenroh-  
re /71/

Die Flossenrohrwand wird im Herstellerwerk schußweise vorgefertigt; die Endmontage findet auf der Baustelle statt. Die Abnahmeprüfungen erfolgen nach den jeweiligen Liefervorschriften, z.B. nach DIN 17175 /72/, nach den Festlegungen der TRD 102, Blatt 1 durch amtlich anerkannte Sachverständige /73/ oder nach DIN 50049 /74/ mit Werksabnahmezeugnis 3 B.

Wie in Bild 76 dargestellt, ist die Flossenwand zu beiden Seiten des Kreisringbehälters in je 12 Behältersegmente mit einer Länge von ca. 13 m aufgeteilt. Ausgehend von einem Flossenrohr mit einem Außendurchmesser von  $d = 30 \text{ mm}$ , einer Wandstärke von  $s = 5 \text{ mm}$  und einer Profilbreite von  $e = 45 \text{ mm}$  können bei einem Außendurchmesser des Kreisringbehälters von  $D_A = 50,8 \text{ m}$  und einem Innendurchmesser  $D_i = 49,2 \text{ m}$  maximal knapp 7000 Flossenrohre auf beiden Behälterseiten installiert werden. Eine Wassereintrittsgeschwindigkeit in die Flossenrohre von  $w = 0,5 \text{ m/sec}$  scheint ausreichend zu sein, um eine Überhitzung der Rohrleitung während der Dampfbildung zu vermeiden, zumal der sich bildende Dampf sofort senkrecht nach oben aufsteigen kann und nicht noch durch waagrechte oder abwärts gerichtete Rohrleitungsabschnitte mitgeführt werden muß.

Um insbesondere im Fall der Naturumlaufkühlung das aufsteigende Heißwasser-Dampf-Gemisch weitgehend durch Naturkonvektion abführen zu können, sind die Hauptabläufe oberhalb des Behälters bezüglich der Hauptzuläufe des Kühlwassers an der Behälterunterseite um eine halbe Behältersegmentteilung versetzt. Dadurch haben alle Kühlwasser zuführenden und Heißwasser abführenden Rohrleitungen eine Steigung von mindestens  $30^\circ$ . Die 7000 am Umfang maximal installierbaren Flossenrohre erfordern bei einer Wassergeschwindigkeit von  $0,5 \text{ m/sec}$  eine stündliche Wasserdurchsatzmenge von knapp  $4000 \text{ m}^3/\text{h}$ .

Jedes Behältersegment wird durch  $2 \times 2$  Sammelrohre mit Kühlwasser gespeist; diese verteilen es auf die ca. 300 Flossenrohre pro Segment weiter. Je zwei Sammelrohre werden von einem Hauptkühlwasserzulauf versorgt. Legt man die

Wassergeschwindigkeit in den Hauptkühlwasserzuläufen und in den Sammelrohren auf 1 m/sec fest, so beträgt der erforderliche Rohrdurchmesser der Sammelrohre  $D_S = 172 \text{ mm}$  und der der Hauptkühlwasserzuläufe  $D_H = 243 \text{ mm}$ .

Für jeden der insgesamt 24 Hauptkühlwasserzuläufe ist eine eigene Wasserpumpe vorgesehen. Die dafür erforderliche Pumpenantriebsleistung beträgt bei den oben angegebenen Wassergeschwindigkeiten und einem Pumpenwirkungsgrad von 80% ca. 12 kW pro Hauptkühlwasserzulauf. Darin sind die Rohrwiderstände innerhalb des gesamten Systems wegen der geringen Strömungsgeschwindigkeiten mit  $\Delta p = 2 \text{ bar}$  berücksichtigt. Die insgesamt an der Flossenwand zu installierende Pumpenleistung beträgt demnach maximal  $24 \times 12 \text{ kW} = 288 \text{ kW}$ .

Die wärmeübertragende Fläche von den Brennelementen an die Kohlesteinauskleidung ist mit  $F_B = 1508 \text{ m}^2$  um etwa 50% größer als die der Flossenwand an das Kühlwasser mit  $F_F = 1052 \text{ m}^2$ . Berücksichtigt man, daß bei einer Wärmedurchgangszahl der Wand von  $k = 40 \text{ W/m}^2\text{K}$  und einer gemittelten Brennelementtemperatur von  $T_M = 1150^\circ\text{C}$  die Außentemperatur an der Flossenwand ca.  $450^\circ\text{C}$  beträgt, so kann aus dem Behälter in der ersten Stunde nach der Coreschnellentladung maximal eine Wärmemenge von 42 MWh abgeführt werden. Dieser Wert entspricht auch der für die gesamte Wärmeabfuhr aus dem Behälter mit Hilfe mit /34/ berechneten Wärmemenge (1) aus Bild 84.

Vergleicht man damit die mit der Flossenwand mindestens abgeführte Wärmemenge  $Q_F$ , so erhält man mit der Beziehung

$$Q_F = \alpha \cdot F_F \cdot \Delta T$$

einen Wert von  $Q_F = 368 \text{ MWh}$ . Die Fläche  $F_F = 1052 \text{ m}^2$  und die Temperaturdifferenz  $\Delta T = 300^\circ\text{C}$  ergeben sich aus der Behältergeometrie bzw. aus der Temperatur an der Außenseite der Kohlesteinauskleidung des Behälters und der Siedetemperatur des Wassers bei 5 bar Systemdruck von  $150^\circ\text{C}$ . Für den Wärmeübergangskoeffizienten werden in /75/ für siedendes Wasser Werte von  $\alpha = 4200 \dots 8400 \text{ kJ/m}^2\text{hK}$  angegeben. Die Berechnung von  $Q_F$  erfolgt hier konservativ mit  $\alpha = 4200 \text{ kJ/m}^2\text{hK}$ .

Die von der Flossenwand mindestens abgeführte Wärmemenge ist demnach gegenüber der maximal aus dem Behälter abführbaren Wärmemenge von 42 MWh ca. 9 mal höher. Dieser Faktor ist zugleich auch ein Grad für die Sicherheit, mit der die Brennelemente gekühlt werden bzw. ein Maß für die Redundanz bezüglich der Anzahl der Flossenrohre. Der Vorteil eines derartig hohen Re-

dundanzgrades macht aber gleichzeitig anstelle einer Zwangsumlaufkühlung auch eine Naturumlaufkühlung möglich, zumal die Heizflächenbelastung der Flossenwand mit  $q = 40150 \text{ W/m}^2$  ausreichend niedrig liegt, um ein Filmsieden auf der Wasserseite mit Sicherheit auszuschließen.

Eine derartige Flossenwand läßt die Abkühlung der Brennelemente sowohl auf der Basis einer "reinen" Wasserverdampfung als auch auf der einer ausschließlichen Wasseraufheizung ohne Verdampfung zu. Im ersten Fall wird bei einer mittleren, abgeführten Wärmemenge von stündlich 40 MWh eine Wassermenge von knapp  $70 \text{ m}^3/\text{h}$  verdampft; dabei sind ein Systemdruck von 5 bar und eine Verdampfungswärme des Wassers von  $r = 2107 \text{ kJ/kg}$  zugrundegelegt.

Im zweiten Fall sind bei einer zugelassenen Aufheizspanne des Wassers von  $40^\circ\text{C}$  ca.  $860 \text{ m}^3/\text{h}$  erforderlich, um die gleiche Wärmemenge abzuführen. Bezieht man im ersten Fall den stündlich durch die Flossenwand fließenden Volumenstrom von  $4000 \text{ m}^3/\text{h}$  auf die verdampfende Wassermenge, so erhält man eine Umwälzzahl von ca. 57. Die Umwälzzahl gibt das Verhältnis von umgewälzter Wassermenge zu der in der Heizfläche tatsächlich erzeugten Dampfmenge an /76/ und liegt hier mit 57 ausreichend hoch für im Naturumlauf betriebene Dampfkessel /75/.

#### 6.4.4 Boden-, Decken- und Wandaufbau

Der Behälterboden fällt an den 12 Einfließstellen der Brennelemente beidseitig um  $30^\circ$  ab (Bild 22). Diese dem natürlichen Schüttwinkel von Graphitkugeln entsprechenden Neigung bewirkt eine innerhalb des gesamten Kreisringbehälters gleichmäßige Schütthöhe der Brennelemente. Dadurch wird das Kühlsystem relativ gleichmäßig und niedrig belastet. Gleichzeitig bietet dieser segmentweise geneigte Behälterboden den Vorteil, die Brennelemente nach ihrer Abkühlung mit Hilfe einer konventionellen Brennelemententnahmeeinrichtung an den 12 tiefstgelegenen Stellen des Bodens vollständig abziehen zu können. Die Behälterhöhe ist mit 10 m so gewählt, daß auch beim Ausfließen der Brennelemente durch nur 3 der insgesamt 6 Rohrleitungssysteme das gesamte Corevolumen innerhalb des Kreisringbehälters Platz findet und sich kein Rest in den Rohrleitungen aufstaut. Der Behälterboden ist mit Kohlestein ausgelegt und zum Fundament durch Isolierbeton abgeschirmt.

Die Behälterdecke besteht oberhalb des Aufnahmebehälters aus feuerfesten Deckensteinen; diese sind direkt der Wärmestrahlung der Brennelemente aus-



gesetzt. Dahinter schützt eine Schicht aus Isolierbeton die darüberliegende Stahlbetondecke gegen eine unzulässig hohe Überhitzung. Als mögliche Deckenkonstruktion, die direkt oberhalb der Brennelementschüttung eingesetzt werden können, kommen prinzipiell Hängedecken, Flach- und Rundgewölbedecken aus hochfeuerfesten Materialien in Betracht. Die Hängedecke wird wegen ihrer vergleichsweise aufwendigen Aufhängung der Deckensteine an dieser Stelle nicht näher behandelt. Dagegen hängt der Einsatz einer selbsttragenden Flach- oder Rundgewölbedecke wesentlich von der Wandstärke und der Festigkeit der für die Auskleidung der Behälterwand verwendeten Werkstoffe ab. Während bei einer Flachgewölbedecke die Gewölbekraft  $K$  im Widerlager in eine Horizontal- und Vertikalkomponente aufgeteilt wird, geht bei einer Rundgewölbedecke die gesamte Gewölbekraft in die sie tragende Auskleidung der Behälterwand über (Bild 81).

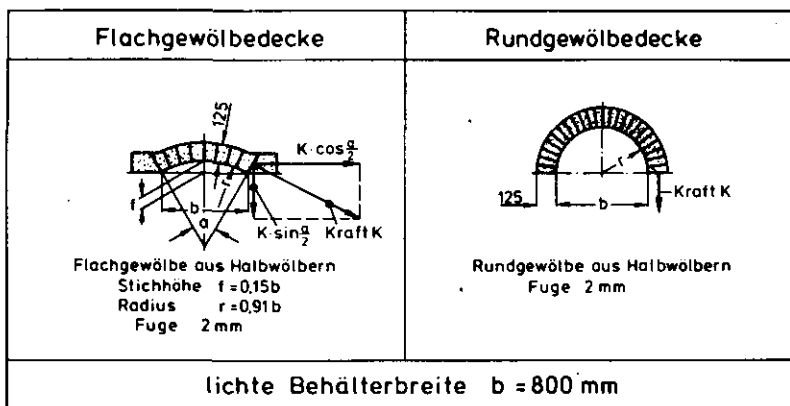


Bild 81:  
Flach- und Rundgewölbedecke

Da der Boden und die Decke des Brennelementaufnahmebehälters praktisch nicht gekühlt werden, ist bei der Auslegung der Behälterwand den Erfordernissen eines wärmetechnisch günstigen Aufbaus verstärkt Rechnung zu tragen. Aufgrund von Ergebnissen aus Kap. 6.3 haben die Wärmedurchgangszahl der Wand  $k$  und die lichte Behälterbreite  $b$  einen deutlichen Einfluß auf den zeitlichen Temperaturverlauf der Brennelemente. Um nach einer Coreschnellentladung die Brennelemente möglichst schnell abzukühlen, wird die Behälterbreite hier auf  $b = 0,8 \text{ m}$  festgelegt.

Die für eine derartige Behältergeometrie technisch zu realisierenden Wärmedurchgangszahlen werden zu kleinen Werten im wesentlichen durch die mittlere Leistungsdichte  $LD$  des Cores und die lichte Breite des Kreisringbehälters  $b$  begrenzt; zu großen  $k$ -Werten hin bilden aufgrund der Behälterhöhe von ca. 10 m die erforderliche Mindestwandstärke der Auskleidung bezüglich ihrer

Stabilität sowie die Stoffwerte der verwendeten Auskleidungswerkstoffe eine obere Grenze. Aufgrund der Ergebnisse von Kap. 6.3 reicht für eine wirkungsvolle Behälterkühlung eine Wärmedurchgangszahl von  $k = 40 \text{ W/m}^2\text{K}$  aus. Den Aufbau einer derartigen Wand und den Temperaturverlauf in der Wand kurz nach der Coreschnellentladung zeigt Bild 82.

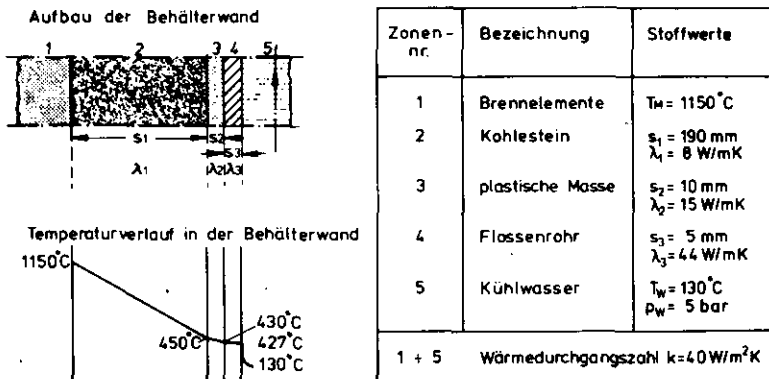


Bild 82:

Aufbau und Temperaturverlauf in der Behälterwand mit einer Wärmedurchgangszahl von  $k = 40 \text{ W/m}^2\text{K}$

Die für Behälterboden und Behälterwand verwendeten Kohlesteine sind Formsteine, die allseitig mit Nut und Feder versehen sind. Die Formsteine für die Behälterwand sind dabei an der den Brennelementen zugewandten Seite glatt und an der der Flossenwand zugewandten Seite der Kontur dieser Wand entsprechend angepaßt. Das unterschiedliche Ausdehnungsverhalten von Kohlestein und Flossenwand wird durch eine plastische Stampfmasse mit sehr guter Wärmeleitfähigkeit [77] ausgeglichen, so daß auf der gesamten Behälterhöhe die Wärmeübertragung durch Wärmeleitung erfolgt.

## 6.5 Kühlung der Brennelemente

Fällt bei einem schweren Störfall mit gleichzeitiger Druckentlastung des Primärkreislaufes die Zwangskühlung des Cores vollständig aus, so steigen die Temperaturen an verschiedenen Stellen innerhalb des Cores gemäß den in Bild 83 gezeigten Verläufen an.

Wird nach ca.  $1 \frac{3}{4} \text{ h}$  eine Coreschnellentladung ausgelöst, so haben alle Brennelemente nach einer angenommenen Ausfließzeit von  $t_A = 15 \text{ min}$  im Brennelementaufnahmebehälter eine gemittelte Temperatur von  $T_M = 1150^\circ\text{C}$ . Unter Berücksichtigung der in Kap. 6.4 angegebenen Behältergeometrie und unter Zugrundelegung einer Wärmedurchgangszahl der Behälterwand von  $k = 40 \text{ W/m}^2\text{K}$  erhält man die in Bild 84 dargestellte Wärmebilanz für den gesamten Kreisringbehälter.

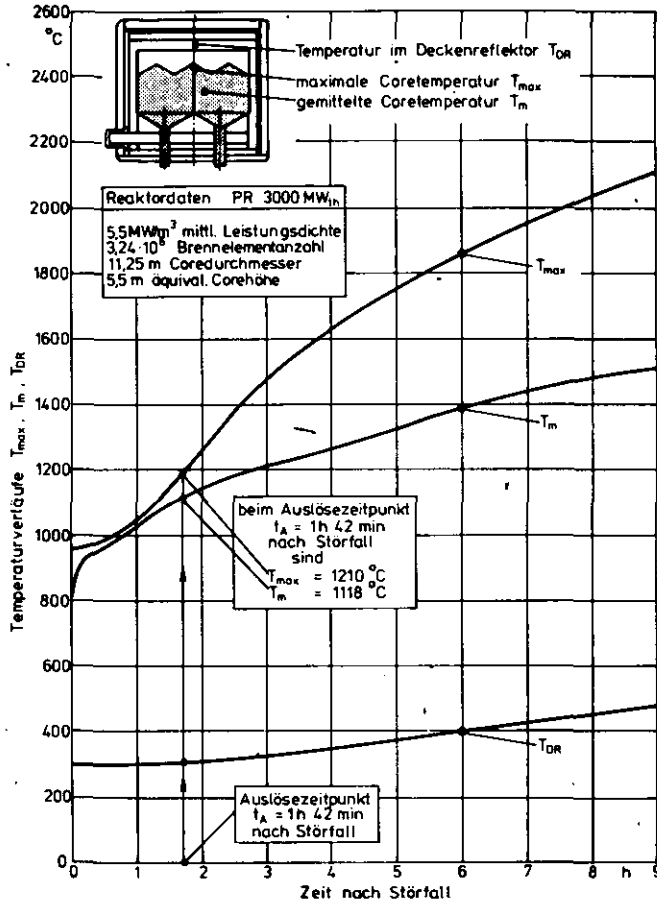


Bild 83:

Temperaturverläufe im Core nach Ausfall jeglicher Zwangskühlung (Reaktor: PR 3000 MW<sub>th</sub>, Primärkreislaufdruck: p = 1 bar)

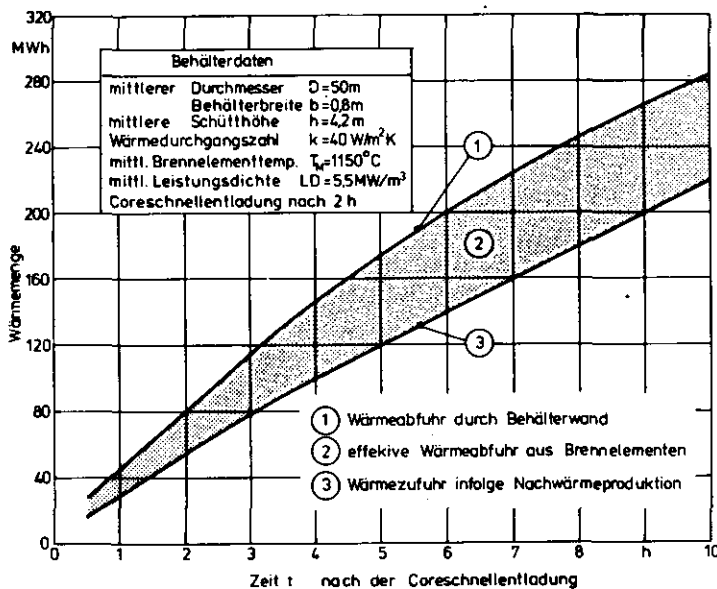
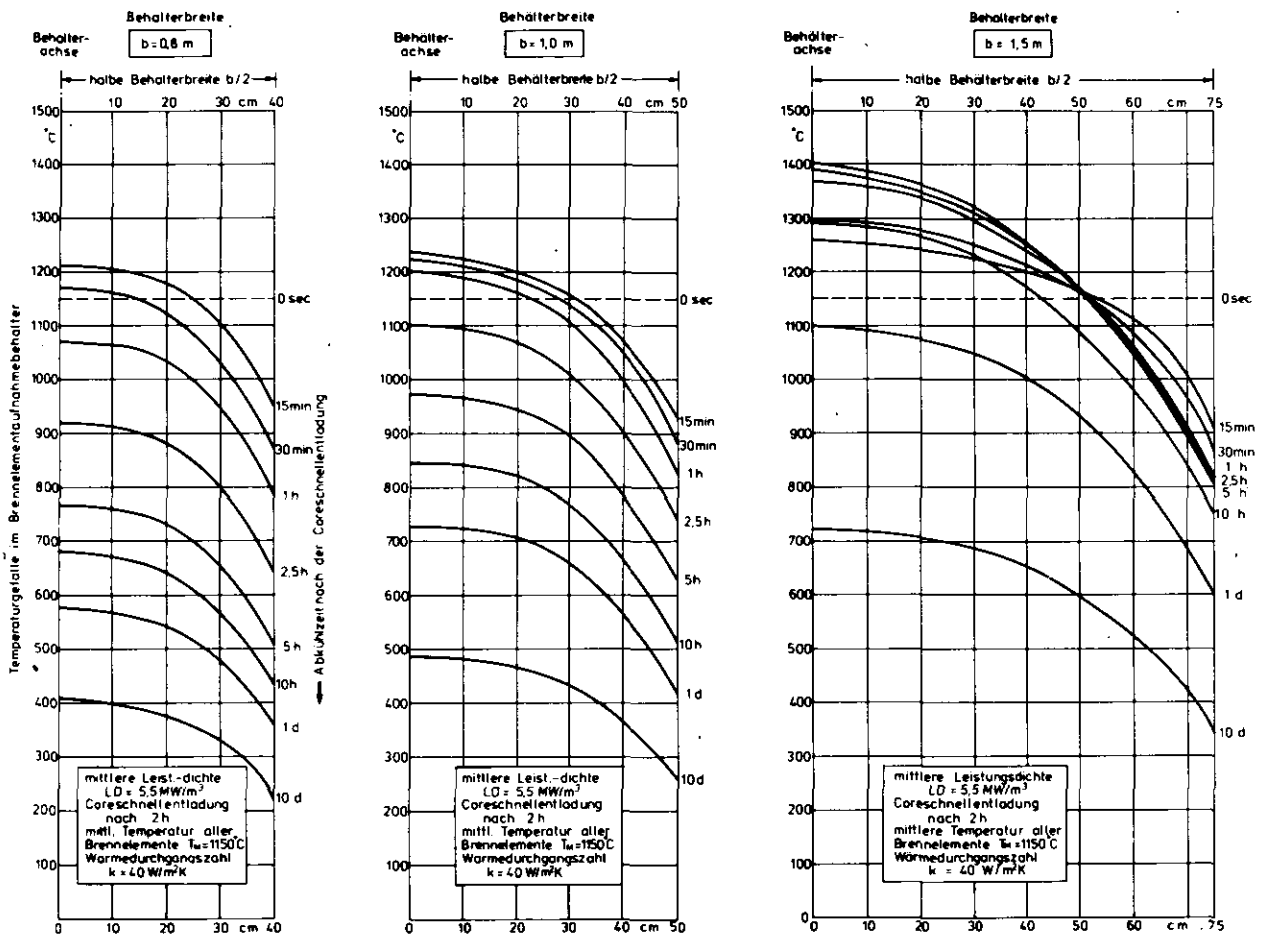


Bild 84:

Zeitlicher Verlauf der Wärmebilanz nach der Coreschnellentladung

Danach werden den Brennelementen in der ersten Stunde der Abkühlung ca. 42 MWh Wärme entzogen (1); während des gleichen Zeitraumes erzeugen sie infolge der Nachwärmeproduktion etwa 27 MWh (3), sodaß als Nettowärmeabfuhr zur tatsächlichen Abkühlung der Brennelemente die Differenz von 15 MWh verbleibt (2). Gleichzeitig ist zu erkennen, daß während der ersten 10 h der Abkühlung der Anteil der abgeführten Wärmemenge (1) gegenüber den erzeugten (3) ständig zunimmt.

Die unter den oben angegebenen Randbedingungen berechneten Temperaturprofile sind nach unterschiedlich langen Abkühlzeiträumen für die Behälterbreiten  $b = 0,8 \text{ m}$ ,  $1,0 \text{ m}$  und  $1,5 \text{ m}$  mit Hilfe des Rechenprogrammes THERMIX /34/ berechnet worden und in Bild 85 verglichen. Die Ausgangsbedingungen für die Rechnungen sind für alle Behälterbreiten gleich.



**Bild 85:** Temperaturprofile im Brennelementenaufnahmebehälter bei verschiedenen Behälterbreiten  $b$  ; Parameter: Abkühlzeit nach der Coreschnellentladung

Dabei sinken die Maximaltemperaturen in einem Behälter der Breite  $b = 0,8 \text{ m}$  bereits nach 10 h unter  $700^{\circ}\text{C}$  ab (Bild 85, linke Darstellung), während große Behälterbreiten ( $b = 1,5 \text{ m}$ ) nach gleichen Abkühlzeiten ein wesentlich höheres Temperaturprofil über dem Behälterquerschnitt aufweisen. Diese stark verzögerte Wärmeabfuhr wird auch an dem hohen Temperaturmaximum von  $1400^{\circ}\text{C}$  deutlich, das bei einer Behälterbreite von  $b = 1,5 \text{ m}$  noch nach 2,5 h erreicht wird (Bild 85, rechte Darstellung) und das erst nach einer Abkühlzeit von mehr als 10 d die  $700^{\circ}\text{C}$ -Grenze unterschreitet.

## 7. ZUSAMMENFASSUNG

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist es, ein Coreschnellentladungssystem für den Prozeßwärmereaktor PR 3000 MW<sub>th</sub> konstruktiv zu entwickeln und wärmetechnisch auszulegen.

Unter dem Begriff "Coreschnellentladung" ist dabei der sehr kurzfristige Entladevorgang des gesamten Coreinhaltes zu verstehen, nämlich das Ausfließen der Brennelemente durch Schwerkrafteinfluß in einen Aufnahmebehälter unterhalb des Spannbetonbehälters.

Der Einsatzbereich eines solchen Systems ist jedoch ausschließlich auf Hochtemperaturen mit kugelförmigen Brennelementen beschränkt; andere Reaktorsysteme lassen wegen der starr fixierten Lage der Brennelemente innerhalb des Cores sowie wegen der Brennelementgeometrie eine derartige Maßnahme nicht zu.

Sicherheitstechnisch ist die Coreschnellentladung den Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten zuzuordnen, die in dieser Arbeit schwerpunktmäßig unter dem Gesichtspunkt der Dringlichkeit der einzuleitenden Maßnahmen in drei Klassen eingeteilt und hinsichtlich ihrer Wirkungsweise vorgestellt werden. Dabei soll eine Coreschnellentladung jedoch nur dann eingesetzt werden, wenn alle anderen, aktiven Nachwärmeabfuhrmöglichkeiten versagt haben und die zulässigen Temperaturobergrenzen thermisch besonders gefährdeter Primärkreiskomponenten erreicht sind. Abhängig von der Reaktornennleistung und den Störfallrandbedingungen kann die Inanspruchnahme einer Coreschnellentladung bis zu 3 h nach dem Störfalleintritt erfolgen. Maßgebend für den tatsächlichen Auslösezeitpunkt ist in jedem Fall der zeitliche Temperaturverlauf an den jeweils kritischen Stellen innerhalb des Primärkreises.

Gegenüber bisherigen Anlagenkonzepten macht ein Coreschnellentladungssystem den Einbau von speziell drei Großkomponenten erforderlich; dies sind: das Rohrleitungssystem, die Absperrorgane und der Brennelementaufnahmebehälter.

Das Rohrleitungssystem besteht aus insgesamt 6 Rohrleitungen, die jeweils vom Kugelabzugsrohr des konventionellen Brennelemententnahmesystems sternförmig von der Coreachse nach außen verlaufen. Die Rohrleitung hat einen lichten Durchmesser von 800 mm und ist an allen Stellen um mindestens 30° gegenüber der Horizontalen geneigt; dadurch und wegen des Durchmesserver-

hältnisses von Rohrleitung/Brennelement mit  $D/d \approx 13$  kann ein störungsfreies Kugelfließen ohne Brückenbildung, das ausschließlich auf Schwerkrafteinfluß beruht, erwartet werden. Auf ihrer gesamten Länge ist die Rohrleitung durch feuerfeste Formsteine mit Nut und Feder ausgekleidet. Sie schützen das dahinterliegende, gasdichte Stahlrohr, das durch aufgeschweißte Ankerbolzen mit dem Fundament verbunden ist, vor unzulässig hoher Temperaturbelastung während und nach der Coreschnellentladung.

Als zweite Großkomponente werden die Absperrorgane behandelt, die während des Normalbetriebes des Reaktors die Rohrleitungsquerschnitte sicher blockieren und dadurch ein Ausfließen des Coreinhaltes verhindern. Aufgrund der Forderung nach Wiederholprüfbarkeit während des Normalbetriebes ist eine Aufteilung hinsichtlich ihrer Funktion in ein gasdichtes Absperrorgan (3 Einzelschieber) und ein mechanisches Absperrorgan (Absperrechen) erfolgt. Das mechanische Absperrorgan besteht aus zwei gegeneinander angeordneten Rechen, die konstruktiv so ausgebildet sind, daß ein Verfahren von einem der beiden Rechen möglich ist, ohne das einzelne Graphitkugeln durch die Stäbe des zweiten Rechens hindurchfallen können. Die Forderung nach Doppelwandigkeit aller den Primärkreis abschließenden Bauteile ist bei der Konstruktion der Absperrorgane und bei Teilen der Rohrleitung entsprechend berücksichtigt worden. Hinsichtlich der Antriebsmöglichkeiten für die Absperrorgane wird ein hydraulischer Antrieb einem elektrischen vorgezogen; die Gründe dafür sind der geringere Platzbedarf für die Einzelschieber, die Möglichkeit, alle Absperrorgane auch nach Ausfall jeglicher, elektrischer Energiezufuhr mit Hilfe eines Druckspeichers noch vollständig öffnen zu können, sowie insbesondere die kurzen Öffnungszeiten von weniger als 1 min für alle Absperrorgane. Aus Gründen der Montage, der Inspizierbarkeit und der Reparierbarkeit sind alle Absperrorgane in insgesamt 6 am Umfang verteilten Betonkavernen untergebracht; jede Betonkaverne ist durch eine Doppelschleuse von außen erreichbar, die durch entsprechende Sicherheitsmaßnahmen gegen den Zutritt Unbefugter abgesichert ist.

Die dritte Großkomponente ist der Brennelementaufnahmebehälter; der hier untersuchte Kreisringbehälter ist so ausgelegt, daß er den gesamten Coreinhalt von  $600 \text{ m}^3$  Brennelementen selbst bei ungleichmäßigem Ausfließen sicher aufnehmen kann. Als Kühlmöglichkeiten für die Brennelemente werden die direkte und die indirekte Kühlung miteinander verglichen.

Die direkte Abkühlung der Brennelemente in einem großen Wasserbad erfordert wegen der kurzfristig anfallenden, großen Dampfmengen, die zudem noch kontaminiert sind, und wegen des Problems der Wassergasbildung und der damit verbundenen Gefahren zunächst noch umfangreiche, experimentelle Untersuchungen. Daher wird hier die indirekte Kühlmöglichkeit näher betrachtet. Mit Hilfe einer Parameteruntersuchung werden der Einfluß der Wärmedurchgangszahl der Behälterwand, der des Auslösezeitpunktes der Coreschnellentladung und der der Behälterbreite auf den zeitlichen Verlauf der Maximaltemperaturen im Brennelementaufnahmebehälter untersucht.

Die Kühlung der Brennelemente erfolgt mit Hilfe einer Flossenwand, die zu beiden Seiten des Kreisringbehälters installiert wird. Der Kühlkreislauf kann dabei sowohl im Zwangsumlauf mit einem nachgeschalteten Rückkühlkreislauf als auch im Naturumlauf betrieben werden. Um die Temperaturbelastung der Flossenrohrwand beim Einfließen der Brennelemente in den Behälter zu begrenzen, wird dieser innen mit einer Kohlesteinauskleidung versehen. Die dafür zugrundegelegte Wärmedurchgangszahl der Behälterwand von  $k = 40 \text{ W/m}^2\text{K}$  ist bis zu einer Behälterbreite von  $b = 1,5 \text{ m}$  für eine sichere Abkühlung ausreichend. Dies zeigt abschließend ein Vergleich von Temperaturprofilen für verschieden breite Behälterquerschnitte nach unterschiedlich langen Abkühlzeiträumen mit sonst gleichen Anfangsbedingungen. Ausgangspunkt der Rechnungen ist dabei ein schwerer Störfall mit gleichzeitiger Druckentlastung des Primärkreises und nachfolgender, langsamer Coreaufheizung. Die Abkühlung des gesamten Coreinhaltes erfolgt ca. 2 h nach dem Störfall von anfangs  $1150^\circ \text{C}$  nach 10 h auf unter  $700^\circ \text{C}$  bei einer Breite des Kreisringbehälters von 0,8 m.

Insgesamt wird anhand dieser Arbeit nachgewiesen, daß es technisch möglich ist, die Nachwärme eines  $3000 \text{ MW}_{\text{th}}$  - Hochtemperaturreaktors auch nach Ausfall jeglicher Zwangskühlung des Cores mit Hilfe einer Coreschnellentladung sicher abzuführen und den gesamten Coreinhalt langfristig abzukühlen.

## 8. LITERATURVERZEICHNIS

- /1/ Kugeler, K.:  
Technik von nuklearen Anlagen zur Prozeßwärme- und  
Stromerzeugung  
Vorlesung an der RWTH Aachen, WS 77/78, SS 78
- /2/ Schulten, R. et al.:  
Industriekraftwerk mit Hochtemperaturreaktor PR 500 -  
OTTO Prinzip - zur Erzeugung von Prozeßdampf  
JOL-941-RG, April 1973
- /3/ Borsch, P.; Münch, E.:  
Die Sicherheit von Kernkraftwerken  
Nutzen und Risiko der Kernenergie  
JOL-Conf-17, März 1977, S. 53-59
- /4/ Franzen, L.:  
Warum sind Kernkraftwerke sicher?  
Bericht des Institutes für Reaktorsicherheit der Tech-  
nischen Überwachungs-Vereine e.V., Köln, April 1975
- /5/ Sowby, F.D.:  
Some Risks of Modern Life  
Environmental aspects of nuclear power stations - pro-  
ceedings of a symposium held by the International Atomic  
Energy Agency in New York, 10-14 August 1970, p. 919-  
924
- /6/ Lindackers, K.H.:  
Die Bedeutung technischer Risiken  
atomwirtschaft, Heft 6 (1974), S. 284-288
- /7/ Jaeger, T.A.:  
Das Risikoprobem der Technik  
Schweizer Archiv für angewandte Wissenschaft und Technik  
Vol. 29, Juli 1970, S. 201-207
- /8/ Starr, C.; Greenfield, M.A.; Hausknecht, D.F.:  
Public Health Risks of Thermal Power Plants  
Nuclear News, Bd. 15, Okt. 1972, p. 37-45
- /9/ Franzen, L.F.:  
Zur Bedeutung hypothetischer Störfälle in Kernkraftwer-  
ken  
Sonderdruck des Deutschen Atomforums, DATF-S-22, Jan.  
1975



- /10/ Institut für Reaktorsicherheit (IRS):  
Der Rasmussen-Bericht Wash-1400 (NUREG 75/014)  
Übersetzung der Kurzfassung  
IRS-S-13, Februar 1976
- /11/ U.S. Atomic Energy Commission (USAEC):  
Wash-1400-Draft, Reactor safety study - an assessment  
of accident risks in U.S. commercial nuclear power  
plants  
August 1974
- /12/ Fassbender, J.:  
Der Rasmussen-Report, Methodik und Ergebnisse  
Interner Bericht KFA-ISF-IB-7/75, Juli 1975
- /13/ U.S. Energy Research and Development Administration  
(ERDA):  
HTGR - Accident Initiation and progression analysis -  
status report  
Report of General Atomic, No. GA-A13617, Vol. I - VII,  
January 1976
- /14/ Kafka, P.; Münch, E.:  
Risikokonzept  
Vortrag anlässlich des KTG-Fachseminars "Störfallverhal-  
ten an Leistungsreaktoren" am 23.-26.11.1976 in der  
Kernforschungsanlage Jülich
- /15/ Lukaszewics, J.:  
Das Temperaturverhalten eines Hochtemperaturreaktors  
nach Ausfall der gesamten Kühlung,  
JOL-1112-RG, Diss., Oktober 1974
- /16/ Studiengesellschaft Nukleare Fernwärme mbH (SNF):  
Tätigkeitsbericht über das Vorhaben "Nukleares Fernwär-  
mesystem mit Hochtemperaturreaktor" der Firmen  
Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor GmbH (AVR), Kern-  
forschungsanlage Jülich GmbH, STEAG AG Essen,  
September 1976
- /17/ Der Bundesminister des Innern:  
Sicherheitskriterien für Kernkraftwerke, verabschiedet  
im Länderausschuß für Atomkernenergie, 25. Juni 1974,  
herausgegeben vom Institut für Reaktorsicherheit, IRS
- /18/ Bergbau-Forschung GmbH, Gesellschaft für Hochtemperatur-  
reaktor-Technik mbH, Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH,  
Kernforschungsanlage Jülich GmbH, Rheinische Braunkohlen-  
werke AG:  
Prototypanlage - Nukleare Prozeßwärme (PNP) -, Status-  
bericht zum Ende der Konzeptphase (1.8.75 ÷ 30.11.76),  
Band I, Dezember 1976

- /19/ Badur, A.:  
Untersuchungen eines hypothetischen Störfalls beim HTR:  
Gestörte Nachwärmeabfuhr und resultierende Coreaufheizung  
aus  
Beiträge zur HTR-Sicherheit, Folge 2 (Zusammengestellt von  
G. Meister)  
Int. Bericht, ISF-IB-1/77, September 1977
- /20/ Rehm, W.; Jahn, W.:  
Untersuchung zur verzögerten Inbetriebnahme der NWA-Systeme  
bei Druckentlastungsstörfällen am Beispiel des OTTO-  
Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktors PR 500  
Vortrag anlässlich der Reaktortagung vom 29. März 1977 bis  
1. April 1977 in Mannheim
- /21/ Petersen, K.; Kugeler, K.; Haque, H.:  
Zur Nachwärmeabfuhr beim 3000 MW<sub>th</sub> nuklearen Prozeßwärme-  
reaktor bei plötzlichem Ausfall des Hauptkühlsystems  
Vortrag anlässlich der Reaktortagung vom 29. März 1977 bis  
1. April 1977 in Mannheim
- /22/ Maly, V.; Petersen, K.; Schulten, R.:  
Temperatur- und Reaktivitätsverlauf im Kugelhaufenkern  
eines PR-500 MW<sub>th</sub>-Prozeßwärmereaktors nach vollständigem  
Ausfall der Nachwärmeabfuhr  
Vortrag anlässlich der Reaktortagung vom 29. März 1977 bis  
1. April 1977 in Mannheim
- /23/ Schweiger, F.; Wohler, J.:  
Fortschrittliche Abschaltverfahren und Nachwärmeabfuhr-  
möglichkeiten für Hochtemperaturreaktoren mit Kugelbrenn-  
elementen, Teil I in VGB-Kraftwerkstechnik, Jg. 55,  
Heft (6/75), S. 364÷372 sowie Teil II in VGB-Kraftwerks-  
technik, 56. Jahrg. Heft (6/76), S. 368÷372
- /24/ Loimann, E.; Lukaszewicz, J.; Reutler, H.; Banerjee, A.:  
Nachwärmeabfuhr ohne Zwangsumlauf bei Hochtemperaturreak-  
toren,  
Vortrag anlässlich der Reaktortagung vom 30. März 1976 bis  
2. April 1976 in Düsseldorf
- ~25/ V.d.Decken, C.B.; Barthels, H.:  
Die Entwicklung eines Notabschaltsystems für Kugelhaufen-  
reaktoren, - ein Statusbericht -, Bericht des IRB,  
JÜL-1340, September 1976
- /26/ Overhoff, Th.; Singh, J.:  
Einsatzmöglichkeit des Gadolinium-Systems als 2. Abschalt-  
einrichtung für einen großen Kugelhaufenreaktor,  
Aktennotiz vom 19. September 1977

- /27/ Petersen, K.; Barthels, H.; Breitbach, G.:  
Die Naturkonvektion im Core des Kugelhaufenreaktors,  
Vortrag anlässlich der Reaktortagung vom 30. März 1976 bis  
2. April 1976 in Düsseldorf
- /28/ Rehm, W.:  
Bewertung der inhärenten Sicherheit von HTR bei extremen  
Störfällen aus  
Einige Beiträge zur HTR-Sicherheit, Folge 1 (Zusammenge-  
stellt von W. Katscher)  
Int. Bericht, ISF-IB-4/76, Juli 1976
- /29/ Morley, J.G.:  
Neuartige Faserverbundwerkstoffe - Das duplexe Prinzip,  
aus Konstruktion Elemente Methoden, Sept. 1977, S.  
52 - 55
- /30/ Bedenig, D.; Schmidt, G.:  
Untersuchungen von Einflußgrößen im Hinblick auf das  
Fließverhalten eines Kugelhaufens  
Probleme des Kugelhaufens und körniger Schüttungen,  
Proceedings of the THTR'-Symposium in Jülich, 6-7 March  
1968, p. 175 - 189
- /31/ Assoziation EURATOM, Brown Boveri Krupp Reaktorbau,  
KFA Jülich:  
Technischer Bericht THTR - Prototyp 300 MW<sub>e</sub>, Band I, II,  
Stand: April 1968
- /32/ Mannesmann Röhrenwerke AG, Düsseldorf:  
MAN - Werkstoffbehälter: Feinkornbaustähle
- /33/ DIN 25408:  
Kerntechnische Anlagen: Rohrleitung - Auslegung, Her-  
stellung Prüfung  
Vornorm vom August 1976
- /34/ Petersen, K.:  
THERMIX - ein zweidimensionales Rechenprogramm zur Be-  
rechnung instationärer Temperaturvorgänge, Eingabebe-  
schreibung in Vorbereitung
- /35/ Otto, K.W.; Schläfer, A.; Patscher, W.:  
Untersuchungen zum totalen Ausfall der Nachwärmeabfuhr  
des THTR-300 MW<sub>e</sub>-Kernkraftwerkes  
Bericht der Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH Mannheim,  
HRB-Bericht BA 1192, November 1976

- /36/ Ambs, H.; Bens, F.; Breuer, G.; Schäfer, H.:  
Feuerfeste Erzeugnisse  
Ullmanns Enzyklopädie der technischen Chemie, 4. neu-  
bearbeitete u. erweiterte Auflage (1976), Band 11,  
S. 549 - 565
- /37/ Scholze, H. (Salmang, Scholze):  
Die physikalischen und chemischen Grundlagen der Kera-  
mik  
5. völlig Neubearb. Auflage, Springer Verlag, Berlin-  
Heidelberg-New York 1968
- /38/ Dr. C. Otto, Bochum:  
Lieferverzeichnis Feuerfester Erzeugnisse, Bochum 1977
- /39/ Kröger, W.:  
Einführende Darstellung der Eigenschaften des Betons  
und seine Anwendung als Werkstoff für Reaktorschutzbe-  
hälter  
Int. Bericht, IRE-IB-6/73, März 1973
- /40/ VDI-Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeüber-  
gang, 2. verbesserte und erweiterte Auflage, VDI-Ver-  
lag, Düsseldorf 1974
- /41/ Schack, A.:  
Der Industrielle Wärmeübergang  
7. Neubearb. u. erweiterte Auflage, Verlag Stahleisen,  
Düsseldorf 1968
- /42/ Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau  
Band 1, 13. Aufl., Springer Verlag, Berlin 1970
- /43/ Wesche, K.-H.:  
Baustoffe für tragende Bauteile  
Band 2, Bauverlag GmbH, Wiesbaden und Berlin
- /44/ Graf, O.:  
Die Eigenschaften des Betons  
2. Neubearbeitete Auflage, Springer Verlag, Berlin,  
Göttingen, Heidelberg 1960

- /45/ Dauber, A.:  
Spezialarmaturen für Gasleitungen und -feuerungen.  
gas wärme international, Bd. 26, Nr. 6/7, 1977, S. 319-323
- /46/ Reusch, K.:  
Lenkhebelklappen für Armgasfeuerungen  
gas wärme international, Bd. 26, Nr. 6/7, 1977
- /47/ Techema AG:  
Anwendungsbeispiele von Graphit - und Metallberstscheiben  
Informationsunterlagen der Fa. Techema AG, Basel
- /48/ Spindler, G.M.:  
Konstruktionsvorschlag eines Kugelschnellabzuges für  
Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen Brennelementen  
Ingenieurarbeit der Fachhochschule Aachen, Abtl. Jülich,  
Fachrichtung Kerntechnik vom Dez. 1977
- /49/ Fleischer, M., Stechemesser, H., Dick, M.:  
Erprobung eines Keilschiebers für Beschickungssysteme  
von kugelförmigen HTR-Brennelementen unter Reinsthelium  
mit Untersuchungen von Werkstoffpaarungen im Hochvakuum  
Bericht der ZAT, ZAT-Bericht 26-III.1-9
- /50/ Mannesmann Röhrenwerke AG, Düsseldorf:  
MAN-Werkstoffblätter: Warmfeste und hochwarmfeste Stähle
- /51/ Mannesmann Röhrenwerke AG, Düsseldorf:  
MAN-Werkstoffblätter: Hitzebeständige Stähle
- /52/ Zimmermann und Jansen G.m.b.H., Düren:  
Vorläufiges Angebot eines Pipeline-Schiebers 800/1000 Ø  
vom 17.3.1978
- /53/ Schäfer, M.:  
Untersuchung zum Druckentlastungsvorgang im Primärkreis  
eines Kugelhaufen-Hochtemperatur-Reaktors nach Abriß  
einer Hauptkühlmittelleitung  
JOL-1404, DISS., März 1977
- /54/ Barnert, H.:  
Druckausgleichsvorgänge zwischen Behältern  
JOL-823-RG, Januar 1972

- /55/                   Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter (AD):  
Öffnungen und Verschlüsse an Druckbehältern, AD-Merk-  
blatt A5, Sept. 1975, und  
Hinweise für die Anordnung von Mannlöchern und Besich-  
tigungsöffnungen, AD-Merkblatt A5, Anlage 1, Sept.1975
- /56/                   v.d.Decken, C.B.:  
Persönliche Mitteilung vom 28.7.77 des Herrn Professor  
C.B.v.d.Decken, Leiter des Institutes für Reaktorbau-  
elemente in der KFA
- /57/                   Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH. (HRB):  
Persönliche Mitteilung des Herrn Faber vom 4.4.78
- /58/                   La Technique integrale, Groupe SKF (Frankreich):  
Lieferverzeichnis der Transrol-Rollen- und Kugelroll-  
spindeln,  
Chambéry 1975
- /59/                   DIN 2510:  
Schraubenverbindungen mit Dehnschaft, Blatt 1-8,  
August 1971 und September 1974
- /60/                   DIN 2695:  
Membran-Dichtringe und Membran-Schweißdichtungen für  
Flanschverbindungen, Nenndruck 64 bis 400,  
Januar 1972
- /61/                   Sommer, P.:  
Auslegung von Reaktorschutzsystemen nach VdTOV-Empfeh-  
lungen,  
Vortrag anlässlich der Reaktortagung vom 8. April 1975  
bis 11. April 1975 in Nürnberg
- /62/                   Kerntechnischer Ausschuß (KTA):  
Schleusen am Reaktorsicherheitsbehälter von Kernkraft-  
werken - Personenschleusen  
KTA 3402, November 1976
- /63/                   Kerntechnischer Ausschuß (KTA):  
Reaktorschutzsystem und Überwachung von Sicherheits-  
einrichtungen  
KTA 3501, März 1977

- /64/ Friedrich, G., Grenz, G.:  
Personenüberwachung in Kernkraftwerken mit Hilfe von  
Prozeßrechnern  
Kerntechnik, Nr. 9/10, 19. Jahrg. (1977), S. 397-401
- /65/ Behrend, E.:  
Zuverlässiger Sabotageschutz für Atomanlagen  
Technische Rundschau, Nr. 9 ((1977)), S. 27
- /66/ Wischnewski, R.:  
Untersuchungen zur Wassergasbildung bei Störfällen an  
HTR-Reaktoren am Beispiel einer geplanten Heißgastempe-  
raturerhöhung auf 950°C am AVR-Reaktor  
Dissertation an der Technischen Hochschule Aachen, 1973
- /67/ Kugeler, K., Kugeler, M., Romes, G.:  
Experimentelle Bestimmung der Oxydationsrate einer A3-  
Graphitkugel ( Ø 60 mm) an Frischluft  
Interner Bericht IRE-IB-4/77
- /68/ Kugeler, K., Kugeler, M.:  
Oxydationsversuche an einer A3-Graphitkugelschüttung,  
Interner Bericht IRE-IB-8/77
- /69/ Bailly, W.:  
Auslegung eines Brennelementauffangbehälters für den  
Schnellablaß eines Kugelhaufenreaktors  
Diplomarbeit an der Technischen Hochschule Aachen,  
Lehrstuhl für Reaktortechnik vom März 1976
- /70/ Henseler, H.:  
Das Flossenrohr und das befloßte Rohr als Bauelemente  
rauchgasdichter Rohrwände im Hochdruckkesselbau  
Mitteilungen der VGB, Heft 95, April 1965, S. 117-127
- /71/ Kammerich-Reisholz GmbH, Düsseldorf:  
Lieferverzeichnis über Flossenrohre
- /72/ DIN 17175:  
Nahtlose Rohre aus warmfesten Stählen: Technische Lie-  
ferbedingungen, Blatt 1 und 2  
Januar 1959
- /73/ Technische Regeln für Dampfkessel (TRD):  
Kessel- und Oberhitzerrohre, Ankerrohre für Seeschiffs-  
kessel  
TRD 102: Werkstoffe, Februar 1971

- /74/                   DIN 50049:  
Bescheinigungen über Werkstoffprüfungen  
Entwurf vom September 1969
- /75/                   Netz, H.:  
Omnicol-Handbuch  
Technischer Verlag Resch KG, München 1974
- /76/                   Vorkauf, H.:  
Der Zwangsumlauf im Wasserrohrkesselbau  
Mitteilungen der VGB, Heft 95, April 1965, S. 77-91
- /77/                   Sigri-Elektrographit, Werk Griesheim:  
Persönliche Mitteilung des H. Dr. Eckel vom 24.4.78
- /78/                   Schulten, R.; von der Decken, C.B.  
Persönliche Mitteilungen
- /79/                   Spindler, M.; Schrör, H.  
USA-Patentanmeldung, Serie-No. 34,259 vom 30.4.79
- /80/                   Schrör, H.  
Deutsche Patentanmeldung P 29 14 151.3 vom 7.4.79
- /81/                   Schrör, H.  
Technische Probleme nach Beendigung des Reaktorbetriebes  
Doktorvortrag vom 9.11.78  
Interner Bericht des Institutes für Reaktorentwicklung  
der Kernforschungsanlage Jülich